



Les procédés de refusion en creuset froid : analyse des paramètres clés

Yves Boussant-Roux

► To cite this version:

Yves Boussant-Roux. Les procédés de refusion en creuset froid : analyse des paramètres clés. Electro-magnétisme. INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE, 1990. Français. NNT : . tel-01338747

HAL Id: tel-01338747

<https://hal.science/tel-01338747>

Submitted on 29 Jun 2016

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THESE

présentée par

Yves Boussant-Roux

pour obtenir le titre de

DOCTEUR

DE L'INSTITUT NATIONAL POLYTECHNIQUE DE GRENOBLE

(Arrêté ministériel du 5 juillet 1984)

Spécialité Mécanique

LES PROCEDES DE REFUSION EN CREUSET FROID: ANALYSE DES PARAMETRES CLES

Date de soutenance: 5 mars 1990

Composition du jury :

| | |
|---------------------------|-------------|
| M. VENNEREAU | Président |
| M. PANTALONI M. WADIER | Rapporteurs |
| M. GARNIER M. LELIEVRE | Examineurs |

Thèse préparée au sein du laboratoire Madylam

SOMMAIRE

| | |
|--|----|
| INTRODUCTION | 1 |
| CHAPITRE 1 | 5 |
| <u>I. MODELISATION THERMIQUE DU PROCEDE CONTINU DE FUSION EN CREUSET FROID DROIT</u> | |
| I.1 DESCRIPTION D'UNE INSTALLATION DE FUSION OU D'ELABORATION EN STRUCTURES FROIDES | |
| I.1.1 Introduction | 5 |
| I.1.2 Description des installations expérimentales de fusion en creuset froid droit | 7 |
| I.2 DESCRIPTION DU PROBLEME A RESOUDRE PAR LA MODELISATION | |
| I.2.1 Introduction | 11 |
| I.2.2 Géométrie du domaine à étudier | 11 |
| I.2.3 Organigramme du logiciel | 12 |
| I.3 MISE EN EQUATION DU PROBLEME | |
| I.3.1 Introduction | 13 |
| I.3.2 Projection de Galerkin | 13 |
| I.3.3 Maillage et conditions aux limites utilisées | 18 |
| I.3.4 Utilisation du logiciel | 19 |
| I.4 VALIDATION DU LOGICIEL | |
| I.4.1 Détermination des conditions de refroidissement | 21 |
| I.4.2 Influence de la vitesse de tirage sur la forme du front | 27 |
| I.5 CONCLUSION | 30 |
| CHAPITRE 2 | |
| <u>II. EXPLOITATION DU LOGICIEL</u> | |
| II.1 INTRODUCTION | 31 |
| II.2 INFLUENCE DE LA VITESSE DE TIRAGE ET DE LA PUISSANCE | |
| II.2.1 Etude de l'installation de diamètre 60 mm | 31 |
| II.2.2 Etude de l'installation de diamètre 100 mm | 35 |

CHAPITRE 3

III. RESULTATS METALLURGIQUES

| | |
|--|----|
| III.1 INTRODUCTION | 44 |
| III.2 FUSION D'ALLIAGES DANS LES INSTALLATIONS DE DIAMETRES 60 ET 100 MM | 44 |
| III.2.1 Composition chimique du lingot obtenu | 44 |
| III.2.2 Etat de surface du lingot obtenu | 48 |
| III.2.3 Macrostructure du produit obtenu | |
| III.2.3.1 Influence de la puissance et de la vitesse de tirage | 55 |
| III.2.3.2 Influence de la fréquence | 66 |
| III.2.4 Influence sur la macrostructure de la modification du flux d'apport des copeaux | 70 |
| III.3 CONCLUSION | 73 |

CHAPITRE 4

IV. CREUSET RECTANGULAIRE

| | |
|---|----|
| IV.1 INTRODUCTION | 74 |
| IV.2 MODELISATION | |
| IV.2.1 Description du problème à résoudre | 74 |
| IV.2.2 Principe de la méthode utilisée | 75 |
| IV.2.3 Maillage utilisé | 76 |
| IV.2.4 Mise en équations et résolution | 78 |
| IV.2.5 Résolution du système | 82 |
| IV.3 UTILISATION DU LOGICIEL | |
| IV.3.1 Cas du creuset carré | 84 |
| IV.3.2 Cas du creuset rectangulaire | 90 |
| IV.3.3 Conclusion | 99 |

CHAPITRE 5

V. ETUDE D'UNE INSTALLATION DE FUSION ET/OU D'ELABORATION EN CREUSET FROID DE LEVITATION

| | |
|--|-----|
| V.1 INTRODUCTION | 101 |
| V.2 CHOIX DE L'INDUCTEUR | 101 |
| V.3 ETUDE DE CERTAINES CARACTERISTIQUES GEOMETRIQUES DU CREUSET | 107 |

| | |
|---|-----|
| V.4 DESCRIPTION DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL CHOISI | 113 |
|---|-----|

CHAPITRE 6

VI. ETUDE EXPERIMENTALE DE L'INFLUENCE DE CERTAINS PARAMETRES

| | |
|--|-----|
| VI.1 INTRODUCTION | 114 |
| VI.2 INFLUENCE DE LA COMPOSITION DU MATERIAU A LEVITER | 114 |
| VI.3 INFLUENCE DE LA FREQUENCE | |
| VI.3.1 Etude experimentale | 118 |
| VI.3.2 Calcul analytique d'un optimum de frequence | 120 |
| VI.3.2 Interpretation des résultats expérimentaux obtenus et conclusion | 126 |

CHAPITRE 7

VII. ETUDE ELECTROMAGNETIQUE D'UN CREUSET DEROULE

| | |
|---|-----|
| VII.1 INTRODUCTION | 127 |
| VII.2 MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE D'UN CREUSET DEROULE | |
| VII.2.1 Principe | 128 |
| VII.2.2 Maillage utilisé | 128 |
| VII.2.3 Equations de base | 130 |
| VII.2.4 Mise en équations et résolution | 130 |
| VII.2.5 Résolution du système | 132 |
| VII.3 UTILISATION ET VALIDATION DU LOGICIEL | |
| VII.3.1 Introduction | 136 |
| VII.3.2 Etude de la taille d'une fente | |
| VII.3.2.1 Introduction | 136 |
| VII.3.2.2 Mesures expérimentales | 136 |
| VII.3.2.3 Résultats obtenus grâce à la modélisation | 143 |
| VII.3.2.4 Commentaires | 143 |
| VII.3.2.5 Conclusion | 144 |
| VII.3.3 Etude de la géométrie des secteurs | |
| VII.3.3.1 Introduction | 144 |
| VII.3.3.2 Mesures expérimentales | 147 |
| VII.3.3.3 Comparaison des résultats expérimentaux avec la modélisation | 150 |
| VII.3.3.4 Commentaires | 151 |
| VII.3.3.5 Conclusion | 155 |

| | |
|--|-----|
| VII.3.4 Influence de la fréquence | |
| VII.3.4.1 Introduction | 157 |
| VII.3.4.2 Résultats de la modélisation | 157 |
| VII.3.4.3 Commentaires | 157 |
| VII.3.5 Influence du nombre de secteurs | |
| VII.3.5.1 Introduction | 157 |
| VII.3.5.2 Résultats de la modélisation | 157 |
| VII.3.5.3 Commentaires | 159 |
| VII.3.6 Influence d'un secteur de dimension différente | |
| VII.3.6.1 Introduction | 159 |
| VII.3.6.2 Résultats de la modélisation | 161 |
| VII.3.6.3 Commentaires | 161 |
| VII.4 CONCLUSION | 163 |
| CONCLUSION | 164 |
| ANNEXES | |
| ANNEXE 1 : Calcul du terme de décentrage | 165 |
| ANNEXE 2 : Géométries des inducteurs utilisés et des creusets modélisés | 169 |
| ANNEXE 3 : Mesure de champ | 172 |
| ANNEXE 4 : Calcul de la force de pression magnétique à la surface d'un cylindre | 174 |
| BIBLIOGRAPHIE | 176 |

INTRODUCTION

Le travail, objet de ce mémoire, se situe dans le cadre général des recherches dans le domaine du génie des procédés d'élaboration des matériaux à haute température.

Deux préoccupations principales en sont le guide: d'une part l'analyse des phénomènes physiques qui sont mis en jeu dans le procédé particulier étudié; d'autre part la prise en compte d'applications particulières visant à l'élaboration d'un produit à propriétés fixées.

L'objectif principal a toujours été d'établir des liens précis entre les paramètres clés du procédé et les caractéristiques du produit fini.

Ce travail se situe dans la continuité des recherches effectuées au laboratoire MADYLAM sur le creuset froid inductif. Cet organe de refusion ou d'élaboration de matériaux électroconducteurs à l'état liquide connu depuis près de soixante dix ans n'avait jamais connu un développement à la hauteur des avantages qu'il présentait.

Le creuset froid inductif est le procédé d'élaboration de très haute pureté par excellence: il regroupe en effet les avantages de l'autocreuset et de l'induction, véhicule immatériel d'énergie, qui garantissent la non dégradation et le maintien de la très haute pureté du matériau élaboré.

Longtemps privé d'une analyse scientifique précise basée sur une approche rationnelle des phénomènes couplés dont il est le siège, le creuset froid inductif est resté une curiosité de laboratoire. Ce n'est que durant les cinq dernières années que les progrès importants réalisés dans les modélisations numérique et physique des mécanismes impliquant à la fois l'électromagnétisme, la mécanique des fluides et la métallurgie, ont permis de faire sauter le verrou technologique qui interdisait au creuset froid inductif de devenir un procédé industriel.

Après le succès obtenu en France, grâce à la collaboration entre le groupe PECHINEY et le laboratoire MADYLAM, concrétisé par l'exploitation en site industriel de la "coulée 4C", les travaux sur le procédé se sont développés en Allemagne, en Angleterre, aux Etats Unis et au Japon.

Plusieurs techniques ont été mises au point et exploitées à l'échelle industrielle afin de résoudre les problèmes liés à la dégradation du matériau en court d'élaboration.

Ces différentes techniques reposent sur l'utilisation de creusets métalliques refroidis par une circulation interne d'eau, permettant la fabrication d'un autocreuset, alliée à un mode de fusion non polluant comme l'arc électrique ou le faisceau d'électrons qui apportent l'énergie de façon très localisée à la surface du matériau.

L'induction, grâce notamment à la promotion sélective des effets produits par l'ajustement du paramètre fréquence, apporte une richesse supplémentaire à ces techniques.

L'induction présente deux avantages principaux:

- il s'agit d'un système de chauffage reproductible offrant une grande souplesse d'utilisation dont le contrôle est assuré par l'intensité du courant circulant dans l'inducteur. Grâce à la fréquence il est possible de maîtriser la localisation de l'énergie calorifique.

- outre l'énergie calorifique, il est possible d'injecter de l'énergie mécanique dans le matériau par l'intermédiaire de forces rotationnelles induisant des mouvements convectifs turbulents dans le matériau liquide, gouvernant les transferts de chaleur et de masse, et permettant la maîtrise de l'élaboration des alliages ou des processus de solidification. Parallèlement les forces irrotationnelles toujours présentes peuvent permettre la lévitation totale ou partielle de la charge liquide, autorisant l'élaboration d'alliages dans les conditions thermodynamiques précises et contrôlées en l'absence de tout contact avec les parois du creuset.

Cette richesse des procédés d'élaboration en creuset froid inductif ne va pas sans une richesse des problèmes scientifiques posés par l'analyse de leur fonctionnement. Deux difficultés fondamentales sont à l'origine des problèmes à résoudre:

- la sectorisation du creuset, indispensable à la pénétration des courants induits dans le matériau élaboré, qui résulte dans la distribution tridimensionnelle du champ magnétique des courants induits et des phénomènes qu'ils engendrent.

- l'interaction forte entre le champ de vitesse, le champ magnétique et le champ de température dans la zone où se fait la fusion ou l'élaboration en phase liquide, zone limitée uniquement par des frontières libres.

Dans cette étude qui concerne les deux types de procédés - creuset froid droit pour la coulée continue, creuset froid pour l'élaboration en poche et la lévitation - nous nous proposons de construire des outils simples de calculs ou de modélisation numérique, validés par de nombreuses mesures et observations expérimentales, avec les objectifs suivants.

- aider au dimensionnement et à la mise au point d'installations de fusion et/ou d'élaboration en creuset froid, en cherchant notamment à mieux contrôler et optimiser la structure métallurgique des produits obtenus par une meilleure connaissance du champ de températures.

- dégager des tendances afin d'envisager la conception de nouveaux creusets permettant d'améliorer les caractéristiques électromagnétiques des géométries actuelles, en essayant notamment de réduire les effets liés à la sectorisation des creusets.

Les quatre premiers chapitres consacrés au creuset froid droit pour la coulée continue s'articulent de la façon suivante:

- un premier chapitre consacré à la conception d'un logiciel permettant l'analyse thermique du procédé
- un deuxième chapitre relatif à l'exploitation du code de calcul
- un troisième chapitre permettant de relier les paramètres fonctionnels du procédé aux caractéristiques métallurgiques du produit élaboré (structure, état de surface ...)
- un quatrième chapitre relatif à la refusion et à la mise en forme dans les géométries non circulaires

Les trois derniers chapitres concernent le creuset froid de lévitation et l'exploitation du creuset froid comme poche d'élaboration:

- le cinquième chapitre, analyse l'influence, des paramètres électriques et géométriques du creuset et permet de dégager des règles précises de conception des creusets
- le sixième chapitre étudie plus particulièrement l'influence du paramètre fréquence sur le phénomène de lévitation et permet de définir un optimum
- le septième chapitre est réservé à la mise au point et à l'exploitation d'un modèle appelé "creuset déroulé" qui permet d'analyser les effets liés aux défauts de conception des creusets, ou aux déformations en cours d'utilisation, sur les phénomènes de lévitation et d'élaboration .

CHAPITRE 1

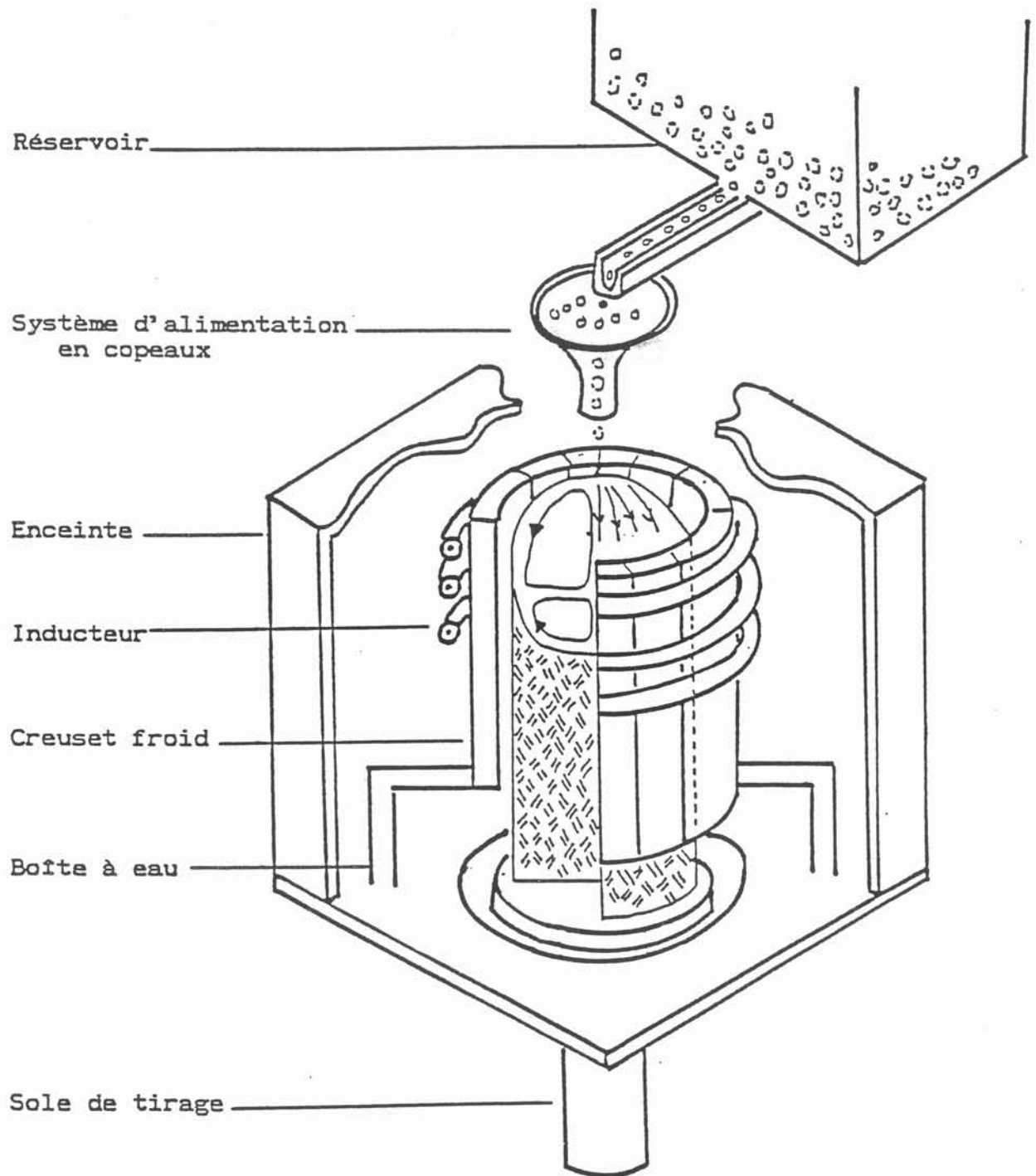


figure I.2 Procédé continu de fusion en creuset froid droit

I - MODELISATION THERMIQUE DU PROCEDE CONTINU DE FUSION EN CREUSET FROID DROIT

I.1 - DESCRIPTION D'UNE INSTALLATION DE FUSION OU D'ELABORATION EN STRUCTURES FROIDES :

I.1.1 - INTRODUCTION

De façon générale, un système de chauffage par induction est composé des éléments suivants (figure I.1) :

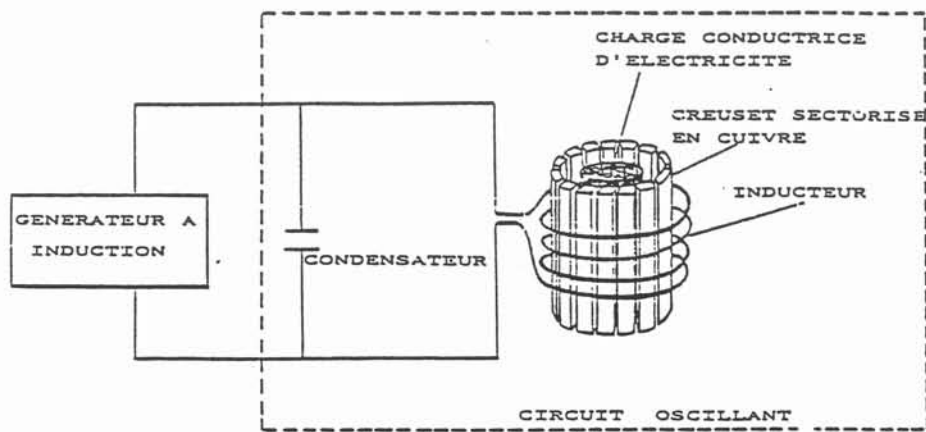


figure I.1 Eléments constitutifs d'une installation de fusion en creuset froid

- un générateur délivrant une puissance appropriée à l'utilisation et cela soit pour une gamme de fréquences étendue (générateur aperiodique : cas des moyennes et hautes fréquences supérieures ou égales à 10 kHz) soit pour un créneau de fréquences plus précis (cas des onduleurs : basses et moyennes fréquences inférieures à 10 kHz).

- Un circuit oscillant qui se compose d'un coffret de capacités, d'un inducteur et d'un creuset sectorisé. -ces deux éléments étant refroidis par une circulation interne d'eau-, et enfin d'une charge de conductivité électrique non nulle qui constitue le matériau à traiter.

Suivant les objectifs retenus dans le cadre de l'utilisation d'un système de chauffage à induction, deux types de procédés utilisant les structures froides peuvent être envisagés.

Si l'objectif recherché est la refusion d'un métal ou d'un alliage au cours d'un processus de fabrication ou de mise en forme (par exemple) on utilisera le procédé continu de fusion en creuset froid droit (cold crucible continuous casting : technique des 4 C) décrit sur la figure I.2. L'exemple présenté nous montre un matériau initial divisé, on peut aussi envisager d'autres types d'alimentations, barreaux solides par exemple.

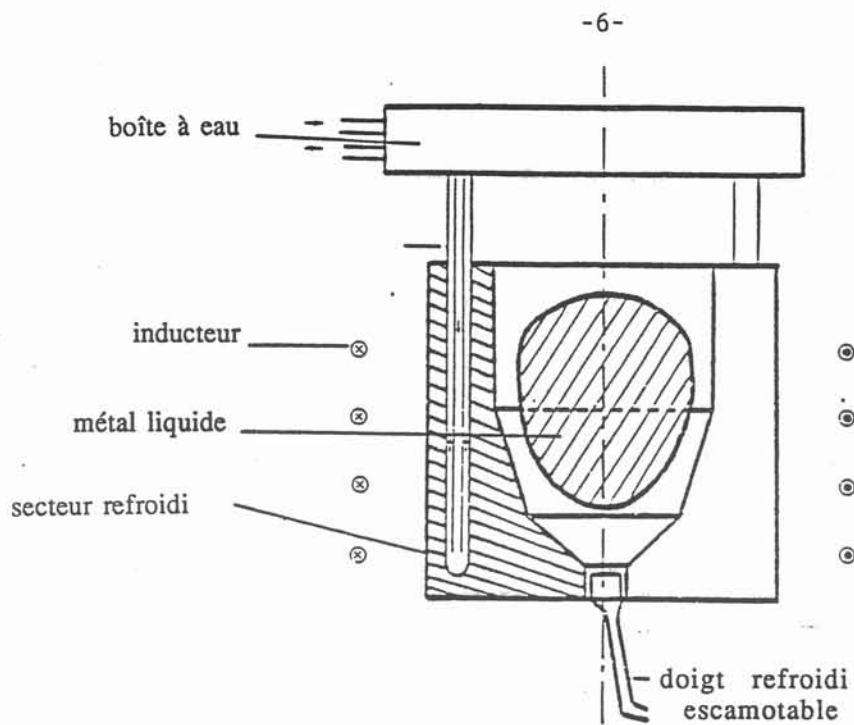


figure I.3 Procédé discontinu de fusion en creuset froid de lévitation

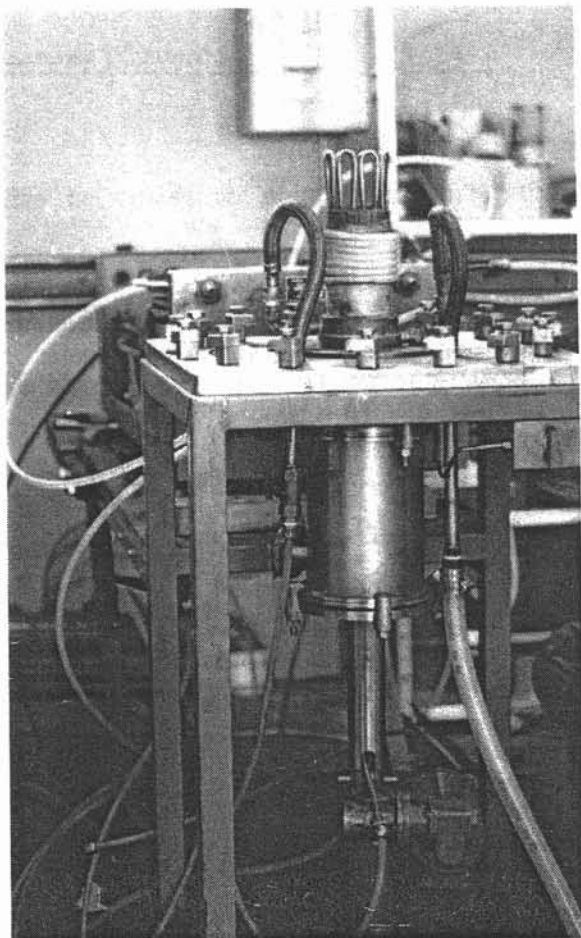


figure I.4 Installation diamètre 60 mm

Si l'objectif recherché est l'élaboration d'un alliage ou d'un matériau, et que cette réaction nécessite de se placer dans des conditions thermodynamiques de pression (sous vide ...), de température (à une température égale ou supérieure à la température de fusion) très précises, on utilisera le procédé discontinu de fusion en creuset froid de lévitation (figure I.3).

Nous proposons dans une première partie de s'intéresser à la technique des 4 C, l'objectif étant de dimensionner le procédé pour une famille d'alliages, mais aussi de dégager des conditions permettant d'améliorer et de mieux contrôler les structures métallurgiques obtenues.

Dans la deuxième partie, nous chercherons grâce au deuxième procédé à obtenir une surchauffe conséquente par un processus de lévitation stable du métal liquide.

I.1.2 - DESCRIPTION DES INSTALLATIONS EXPERIMENTALES DE FUSION EN CREUSET FROID DROIT

a) Installation de diamètre 60 mm

Le dispositif expérimental (figure I.4) est constitué des différents éléments :

- un inducteur, dont le diamètre intérieur est égal à 6,4 cm, et dont la hauteur ainsi que le nombre de spires sont choisis en fonction des conditions de fonctionnement souhaitées (14).

- Un creuset composé de 16 secteurs, séparés par des fentes d'environ 1 mm, de hauteur 19,3 cm (boîte à eau incluse),

- une enceinte refroidie en acier, de hauteur et de diamètre égaux à 200 mm. Elle joue le rôle de protection (risques de projections) mais aussi de confinement, puisque la fusion pourra se dérouler sous atmosphère contrôlée (argon en général).

- Un réservoir d'environ 3 litres, monté sur un vibreur qui permettra de réguler le flux d'alimentation en copeaux.

- Un système de tirage constitué d'une sole en cuivre refroidie par eau permettant d'obtenir un lingotin de 250 mm de long environ sous atmosphère contrôlée. La vitesse de tirage pouvant varier de 20 cm/h à 140 cm/h.

Le générateur employé est le générateur Celes 100 kW, dans la gamme moyenne fréquence, avec un coffret de condensateurs variant de 10 à 66 μ F. Il est possible d'ajouter un transformateur aval permettant d'augmenter la self du circuit oscillant et ainsi de travailler à basses fréquences (entre 5 et 7 kHz).

b) Installation de diamètre 100 mm

L'installation est légèrement différente (figure I.5) mais comprend les mêmes éléments.

- un inducteur, de diamètre intérieur égal à 15 cm,

- un creuset composé de 16 secteurs, séparés par des fentes d'environ 1 mm, remplies d'isolant, de diamètre intérieur égal à 100 mm et d'épaisseur

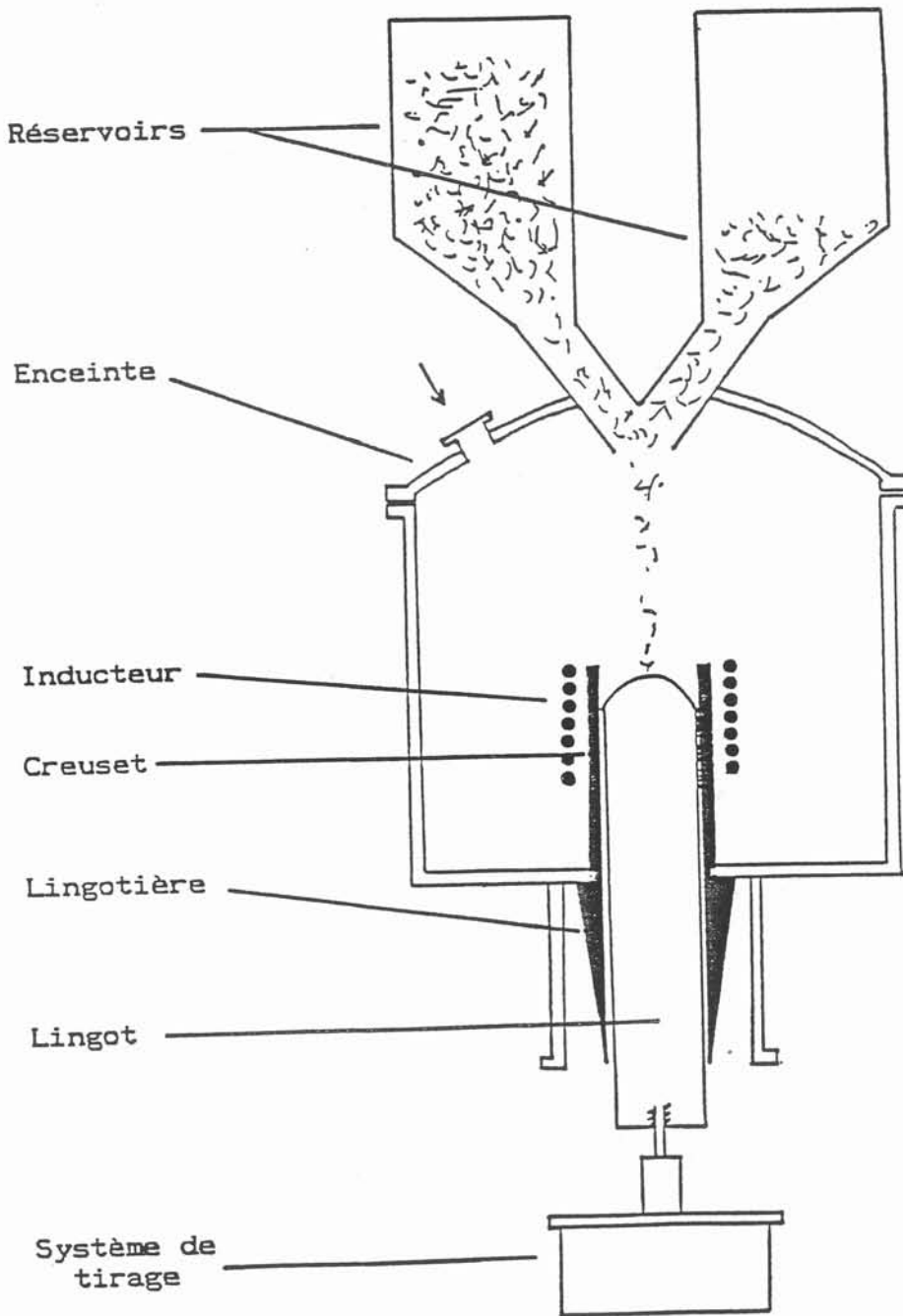


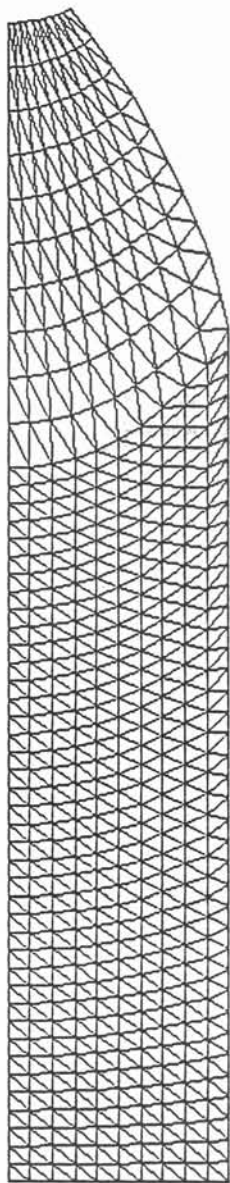
figure I.5 Installation diamètre 100 mm

égale à 1 cm. Il est complété par une lingotière creuse, refroidie par une circulation d'eau. Un jet d'argon peut être injecté entre le lingot et la lingotière à la sortie du creuset, afin de permettre le passage du métal à l'atmosphère à une température de surface inférieure à 1000°C (pour éviter une pollution préjudiciable des alliages élaborés).

- Une enceinte en acier de 50 cm de diamètre et haute de 50 cm.

- Un système d'alimentation permettant soit d'acheminer des copeaux par l'intermédiaire d'un vibreur et d'une vis d'Archimède, soit d'amener des lingots ou des billettes de copeaux compactés.

- Le système de tirage est constitué d'une tige en acier sur laquelle est fixée l'amorce du lingot à fondre. La vitesse de tirage peut varier de 25 à 800 cm/h et permet d'élaborer des lingots de 100 cm de long environ.



surface libre

front de solidification

figure I.6 Exemple de maillage

contact métal-creuset

contact métal-sole

I.2 - DESCRIPTION DU PROBLEME A RESOUDRE PAR LA MODELISATION

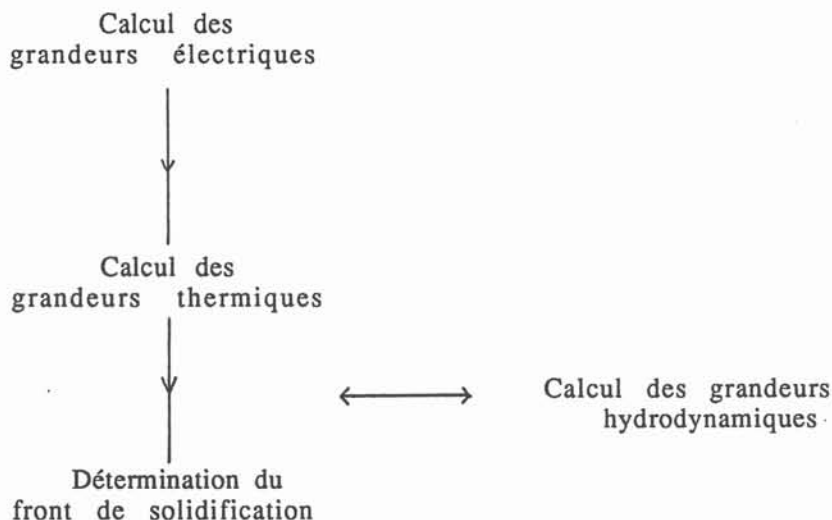
I.2.1 - INTRODUCTION

Dans le cadre du dimensionnement et de la mise au point d'une installation de fusion par induction en creuset froid droit comme celles décrites précédemment, deux aspects apparaissent importants :

- la connaissance du champ de température dans le métal en cours de fusion, ainsi que celle des flux de chaleur existants entre les différents organes de l'installation, peut permettre de donner des renseignements pour la conception de l'installation, particulièrement au niveau des refroidissements nécessaires ; cette connaissance peut aussi conduire à un contrôle de plus en plus efficace des structures métallurgiques du produit obtenu. Aussi, pour ce dernier objectif, il semble important de s'affranchir de la contrainte posée par la connaissance de la géométrie du front de solidification.

- De même, il est intéressant grâce à un code de calcul, et cela à partir d'une géométrie fixée et de conditions de fonctionnement données (paramètres physiques, électriques...), d'estimer la capacité maximale de production de l'installation ainsi définie.

Pour atteindre ces différents objectifs, il faut résoudre le problème aux phénomènes couplés schématisé par l'organigramme ci-dessous :



Le calcul des grandeurs électriques est effectué grâce au logiciel SOCRATE écrit par Annie GAGNOUD (1). Cette étape peut être résolue indépendamment du calcul des autres grandeurs, étant donné la faible influence du champ de vitesse sur le champ magnétique.

Les grandeurs hydrodynamiques, lorsqu'elles sont utilisées, sont déterminées par le logiciel CERMIT (2).

I.2.2 - GEOMETRIE DU DOMAINE A ETUDIER

Comme le montre la figure I.6, le domaine étudié est composé de deux zones et de quatre frontières :

- une zone inférieure cylindrique droite correspondant à la partie solide du lingot,
- une zone supérieure de forme quelconque représentant la partie liquide du métal en fusion.

Ces sous-domaines sont délimités par deux types de frontières (figure I.6):

- limites fixées par l'utilisateur du code de calcul
 - . interface entre la zone liquide et l'atmosphère,
 - . interface de contact entre le métal solide et le creuset,
 - . interface de contact entre le métal solide et la sole.
- limites dont la géométrie est calculée par le logiciel
 - . front de solidification.

Il est intéressant de noter qu'il serait aisé de classer l'interface entre la zone liquide et l'atmosphère dans la deuxième catégorie, la détermination de sa forme étant effectuée par une méthode de minimisation d'énergie (4).

I.2.3 - ORGANIGRAMME DU LOGICIEL

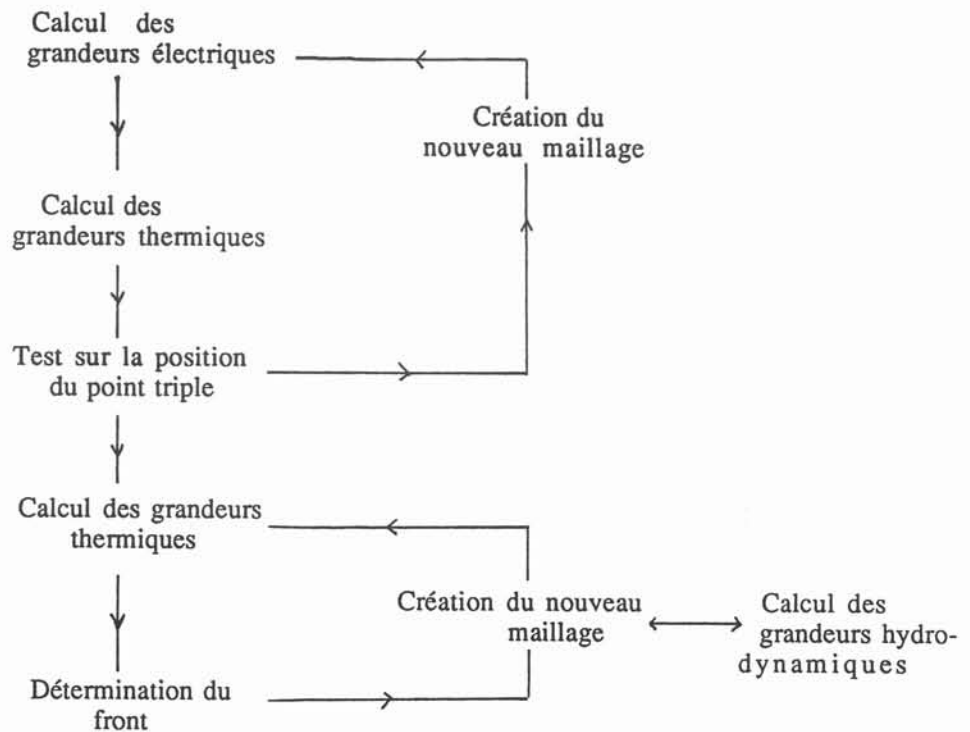
Le code de calcul sera articulé autour de deux étapes principales :

- grâce au couplage -calcul des grandeurs électriques et détermination du champ de températures-, on cherchera la position du point 'triple' : intersection entre le dôme, le front de solidification et la ligne de contact métal solide-creuset.

- La position du point 'triple' étant déterminée, on recherchera la forme intérieure du front, en tenant compte du brassage soit par la détermination du champ de vitesse, soit par l'utilisation d'une conductivité thermique équivalente simulant l'homogénéisation thermique de la zone liquide.

Cette organisation du programme en deux étapes est possible dans le cadre d'une hypothèse de fine épaisseur de peau électromagnétique. En effet, compte tenu des fréquences étudiées et de la famille d'alliages utilisée, on a un paramètre R/δ (rayon de la charge sur l'épaisseur de peau électromagnétique) supérieur ou égal à 3 qui justifie cette hypothèse.

L'organigramme du logiciel sera donc le suivant :



I.3 - MISE EN EQUATION DU PROBLEME

I.3.1 - INTRODUCTION

Le calcul des grandeurs thermiques dans le matériau en cours de fusion est fait grâce à la méthode des éléments finis. C'est la souplesse d'adaptation de la méthode à modéliser des géométries compliquées ainsi que son aptitude à résoudre les problèmes thermiques qui ont motivé ce choix.

I.3.2 - PROJECTION DE GALERKIN

a) Equation de la chaleur

En régime permanent, et dans le cas d'une géométrie bidimensionnelle, l'équation de la chaleur s'écrit :

$$\vec{u} \cdot \vec{\text{grad}} T = \frac{1}{\rho c} \text{div} (k \vec{\text{grad}} T) + \frac{S}{\rho c}$$

$\vec{u} \cdot \vec{\text{grad}} T$ terme de transport de chaleur par convection

$\text{div} (k \vec{\text{grad}} T)$ terme de conduction de la chaleur

S terme source

avec k conductivité thermique

ρ masse volumique

c chaleur spécifique.

Du fait de la géométrie particulière du domaine étudié, l'équation de la chaleur sera décrite en utilisant des coordonnées cylindriques. Les paramètres physiques du matériau seront supposés indépendants de la température dans les différents domaines d'intégration.

Deux points importants sont à noter :

1) le terme de conduction regroupe deux phénomènes qu'il convient de traiter différemment.

En effet, le transport de chaleur se fera :

- soit par un déplacement de la totalité du domaine (phénomène de tirage où l'on a extraction et apport de matière),
- soit par un mouvement de convection à l'intérieur d'une zone du domaine (brassage électromagnétique de la zone liquide).

Nous décomposerons donc le terme de convection en deux parties, les notations utilisées seront les suivantes :

$$\vec{u} \cdot \vec{\text{grad}} T = \vec{u}_t \cdot \vec{\text{grad}} T + \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T$$

\vec{u}_t = vitesse d'extraction et/ou d'apport de matière

\vec{u}_b = vitesse de brassage dans la zone liquide.

2) le terme source pourra regrouper différents types de termes :

- les sources de chaleur (courants de Foucault, dégagement de chaleur latente),
- des puits de chaleur (absorption de chaleur latente).

Ce terme pourra être introduit soit de façon volumique, soit surfacique.

b) Méthode des résidus pondérés

La forme forte de l'équation de la chaleur (projection de l'équation de la chaleur sur la base de fonctions (β_i)) sera la suivante :

$$\begin{aligned} \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_t \cdot \vec{\text{grad}} T \, d\Omega + \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T \, d\Omega - \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i \text{div} (k \vec{\text{grad}} T) \, d\Omega \\ - \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i S \, d\Omega = 0 \end{aligned} \quad (1)$$

(β_i) étant une base de fonctions.

Avant d'écrire la forme faible de l'équation (qui nous permet de faire apparaître les conditions aux limites), il importe de classer les différentes conditions aux limites que l'on utilisera. On aura tout d'abord des conditions classiques de type Neumann ou Dirichlet, qui proviendront de l'intégration par parties du terme de conduction ; puis les relations permettant de modéliser l'apport et l'extraction de matière, celles-ci seront obtenues par intégration du terme de convection par tirage.

1) Prise en compte du phénomène de tirage.

On a la relation suivante :

$$\text{div} (\beta_i \vec{u}_t T) = \beta_i T \text{div} \vec{u}_t + \beta_i \vec{u}_t \cdot \text{grad} T + \vec{u}_t \cdot \text{grad} \beta_i T$$

Pour la plupart des cas, le terme $\text{div} \vec{u}_t$ sera nul, seulement l'interprétation de certains résultats expérimentaux nous obligeront à reconsidérer cette hypothèse. On montrera l'influence sur le champ de température de la présence d'un gradient de vitesse de tirage. Ce calcul n'aura alors qu'un but qualitatif, car lorsque le terme $\text{div} \vec{u}_t$ sera non nul, nous ne tiendrons pas compte de la variation de volume supplémentaire engendrée par la présence de ce gradient de vitesse.

L'équation (1) devient alors :

$$\begin{aligned} & \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \text{grad} T \, d\Omega + \iint_S \beta_i \vec{u}_t T \vec{n} \, dS - \iiint_{\Omega} \beta_i T \text{div} \vec{u}_t \, d\Omega \\ & - \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_t \cdot \text{grad} \beta_i T \, d\Omega - \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i \text{div} (k \text{grad} T) \, d\Omega = \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i S \, d\Omega. \end{aligned}$$

Le terme $\iint_S \beta_i \vec{u}_t T \vec{n} \, dS$ sera traité différemment suivant que l'on est sur une surface pour laquelle il y a extraction de matière (la température le long de la surface d'extraction étant déterminée par le calcul), ou alors une limite pour laquelle on a apport de matière à une température fixée connue.

$$\begin{aligned} (1) \rightarrow & \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \text{grad} T \, d\Omega + \iint_{S_{\text{extraction}}} \beta_i \vec{u}_t T \vec{n} \, dS - \iiint_{\Omega} \beta_i T \text{div} \vec{u}_t \, d\Omega \\ & - \iiint_{\Omega} \vec{u}_t \cdot \text{grad} \beta_i T \, d\Omega - \iiint_{\Omega} \beta_i \text{div} (k \text{grad} T) \, d\Omega \\ & = \\ & \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i S \, d\Omega - \iint_{S_{\text{apport}}} \beta_i \vec{u}_t T_{\text{apport}} \vec{n} \, dS \end{aligned}$$

2) Prise en compte des conditions aux limites de conduction

On a la relation suivante :

$$\text{div} (\beta_i k \text{grad} T) = \beta_i \text{div} (k \text{grad} T) + k \text{grad} T \cdot \text{grad} \beta_i$$

L'équation (1) devient alors :

$$\begin{aligned} & \iiint_{\Omega} \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T \, d\Omega + \iint_{\text{extraction}} \beta_i \vec{u}_t \cdot T \vec{n} \, dS - \frac{1}{\rho c} \iint_S \beta_i k \vec{\text{grad}} T \cdot \vec{n} \, dS \\ & - \iiint_{\Omega} \beta_i T \cdot \text{div} \vec{u}_t \, d\Omega - \iiint_{\Omega} \vec{u}_t \cdot \vec{\text{grad}} \beta_i T \, d\Omega \\ & + \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \vec{\text{grad}} \beta_i \cdot k \vec{\text{grad}} T \, d\Omega \\ & = \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i S \, d\Omega - \iint_{\text{apport}} \beta_i \vec{u}_t \cdot T_{\text{apport}} \vec{n} \, dS \end{aligned}$$

Dans la condition à la limite de type Neumann, on aura alors :

$$\vec{\text{grad}} T \cdot \vec{n} = -\frac{h}{k} (T - T_0) \quad \begin{array}{l} h \text{ coefficient d'échange} \\ T_0 \text{ Température du fluide caloporteur} \end{array}$$

On obtient alors l'équation suivante :

$$\begin{aligned} & \iint_{\text{extraction}} \beta_i \vec{u}_t \cdot \vec{n} T \, dS + \frac{h}{\rho c} \iint_S \beta_i T \, dS + \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T \, d\Omega \\ & - \iiint_{\Omega} \vec{u}_t \cdot \vec{\text{grad}} \beta_i T \, d\Omega + \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \vec{\text{grad}} \beta_i \cdot k \vec{\text{grad}} T \, d\Omega \\ & - \iiint_{\Omega} \beta_i T \cdot \text{div} \vec{u}_t \, d\Omega \\ & = \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i S \, d\Omega - \iint_{\text{apport}} \beta_i \vec{u}_t \cdot T_{\text{apport}} \vec{n} \, dS + \frac{h T_0}{\rho c} \iint_S \beta_i \, dS \end{aligned}$$

Le cas d'une condition de type Dirichlet sera traité de façon identique, et lors de la construction de la matrice finale, on imposera $T = T_{\text{Dirichlet}}$, puis l'on résoudra le système ainsi modifié.

3) Prise en compte du phénomène de brassage électromagnétique.

Différentes études ont montré le caractère turbulent du mouvement dans la zone liquide (5), (6). Dans le cas du brassage électromagnétique il est possible d'estimer la vitesse moyenne dans le liquide grâce à la vitesse d'Alfven (5) :

$$0,1 u_a < u_{\text{moy}} < 0,3 u_a$$

u_{moy} = vitesse moyenne dans le liquide

u_a = vitesse d'Alfven

u_a est donnée par :

$$u_a = \frac{B_0}{\sqrt{\mu_0 \rho}}$$

$$B_0 \sim 5.10^{-2} \text{ T (il s'agit d'un ordre de grandeur)}$$

$$\rho = 4500 \text{ kg/m}^3$$

$$\mu_0 = \text{perméabilité du vide}$$

On obtient ainsi une valeur moyenne de la vitesse égale à 0,1 m/s qui nous permet de calculer le nombre de Peclet associé à notre étude :

$$Pe = \frac{u.l}{\alpha} \quad \begin{array}{l} u \text{ vitesse moyenne du fluide } 0,1 \text{ m/s} \\ l \text{ ordre de grandeur d'une maille } 5.10^{-3} \text{ m du domaine de calcul} \end{array}$$

$$\alpha \text{ diffusivité du matériau } 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$$

L'ordre de grandeur du Peclet est 50, et se trouve donc très nettement supérieur à la limite de stabilité du schéma numérique qui est 2 (7), il convient donc d'ajouter un terme de décentrage qui permettra de stabiliser le modèle numérique. En supposant le brassage bidimensionnel compris dans le plan (r, z) on pourra écrire :

$$\iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T = \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T d\Omega + \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \vec{\text{grad}} \beta_i k_{ac} \vec{\text{grad}} T d\Omega$$

k_{ac} représentant le tenseur de décentrage, qui peut s'apparenter à une conductivité thermique équivalente anisotrope, le calcul de ce tenseur est donné dans l'annexe 1.

Pour le calcul des grandeurs thermiques nous supposons la vitesse de brassage constante dans le domaine d'intégration. Cette valeur moyenne ayant été obtenue par interpolation des vitesses calculées aux sommets de la maille considérée. Ainsi, les lois de parois ne sont prises en compte que lors du calcul des grandeurs hydrodynamiques. Dans ce mémoire nous ne montrerons pas de résultats relatifs à l'influence du brassage. Le couplage entre le logiciel de thermique et celui de brassage étant en cours de validation.

4) Prise en compte du dégagement de chaleur latente

Dans le cas de notre étude, la chaleur latente sera considérée comme une source surfacique de chaleur au niveau du front de solidification et comme un puits surfacique de chaleur au niveau de la surface libre, ainsi on pourra écrire :

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i S d\Omega &= \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i \frac{J^2}{2\sigma} \exp - \frac{2n}{\delta} d\Omega - \frac{1}{\rho c} \iiint_{\text{front}} \vec{u}_t \cdot \vec{n}_s \rho L_f dS \\ &+ \frac{1}{\rho c} \iiint_{\text{dome}} \vec{u}_t \cdot \vec{n}_D \rho L_f dS \\ \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i \frac{J^2}{2\sigma} \exp - \frac{2n}{\delta} d\Omega &\text{représentant le terme source dû aux courants induits} \end{aligned}$$

Pour le calcul du terme source dû aux courants induits, on utilisera une loi de décroissance exponentielle (1) conforme à l'hypothèse de fine épaisseur de peau électromagnétique. Cette intégrale sera calculée par une intégration numérique classique de Gauss.

| | |
|-------------|--|
| J | densité de courant à la surface |
| σ | conductivité électrique |
| n | distance à la surface |
| δ | épaisseur de peau électromagnétique |
| L_f | chaleur latente de fusion |
| \vec{n}_s | normale orientée vers l'extérieur du domaine solide |
| \vec{n}_D | normale orientée vers l'extérieur du domaine liquide |

On peut donc écrire l'équation finale.

$$\begin{aligned}
 & \iint_{\text{extraction}} \beta_i \vec{u}_t \cdot \vec{n} T dS + \frac{h}{\rho c} \iint_S \beta_i T dS + \iiint_{\Omega} \beta_i \vec{u}_b \cdot \vec{\text{grad}} T d\Omega \\
 & - \iiint_{\Omega} \beta_i T \text{div} \vec{u}_t d\Omega - \iiint_{\Omega} \vec{u}_t \cdot \vec{\text{grad}} \beta_i T d\Omega \\
 & + \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \vec{\text{grad}} \beta_i k_{ac} \vec{\text{grad}} T d\Omega + \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \vec{\text{grad}} \beta_i k \vec{\text{grad}} T d\Omega \\
 & = \frac{1}{\rho c} \iiint_{\Omega} \beta_i \frac{J^2}{2\sigma} \exp - \frac{2n}{\delta} d\Omega + \frac{hT_0}{\rho c} \iint_S \beta_i dS + \frac{1}{\rho c} \iint_{\text{dôme}} \vec{u}_t \cdot \vec{n}_D \rho L_f dS \\
 & - \frac{1}{\rho c} \iiint_{\text{front}} \vec{u}_t \cdot \vec{n}_S \rho L_f dS - \iint_{\text{apport}} \beta_i \vec{u}_t T_{\text{apport}} \cdot \vec{n}_D dS
 \end{aligned}$$

L'inconnue T sera décrite grâce à une interpolation polynomiale du type :

$$T = \sum_j \beta_j T_j \quad \beta_j \text{ fonction linéaire de } r \text{ et } z$$

T_j température au noeud de maillage repéré par (r_j, z_j)

Toutes les intégrales seront calculées analytiquement excepté le terme source du aux courants induits, obtenu grâce à une intégration numérique classique de Gauss .

I.3.3 - MAILLAGE ET CONDITIONS AUX LIMITES UTILISEES

Un exemple de maillage est donné par la figure I.6. Celui-ci a été construit par le logiciel grâce à la procédure suivante ; à partir d'une forme de front de solidification, ainsi qu'un type de surface libre, on peut créer un maillage orthogonal (8) (9) décrivant la zone liquide. L'intérêt de celui-ci est d'être compatible avec un logiciel calculant l'hydrodynamique de cette zone grâce à la méthode des différences finies.

Grâce à la discrétisation précédemment obtenue du front de solidification, il est alors possible, connaissant la hauteur de la zone solide, de mailler le cylindre constituant la partie solidifiée du lingot.

Les conditions aux limites utilisées concernent la surface libre, la zone de contact avec le creuset et le bas du lingot. Nous utiliserons des conditions du type Neumann avec prise en compte du rayonnement dans le terme de coefficient d'échange.

I.3.4 - UTILISATION DU LOGICIEL

Le code de calcul est composé d'un pré-processeur, qui permet de créer des fichiers de données pour le logiciel "SOCRATE" et la partie modélisation thermique du calcul. Indépendamment des caractéristiques géométriques, physiques et électriques de l'installation les données initiales importantes sont:

- la tension aux bornes de l'inducteur
- la forme de l'interface entre la zone liquide et l'atmosphère
- la vitesse de tirage

Le processeur est constitué du logiciel dont l'organigramme a été présenté précédemment. Le post-processeur permet de traiter les résultats électromagnétiques et thermiques afin de les présenter sous une forme utilisable. Les résultats importants sont :

- la puissance injectée dans la charge et les différents organes de l'installation.
- la forme du front, la position du point triple et les gradients thermiques dans le domaine étudié.

A partir de la puissance injectée dans la charge nous définirons une grandeur permettant d'exploiter les résultats expérimentaux: la puissance pupitre.

Ce terme représente le produit $U.I$ (U tension, I intensité), que l'expérimentateur impose au niveau du pupitre de commande d'un générateur apériodique. La puissance pupitre pourra être calculée par le modèle en sommant les valeurs d'énergies injectées dans les différentes parties de l'installation et en tenant compte d'une perte d'environ 20% (10) de la puissance dans les triodes du générateur apériodique utilisé.

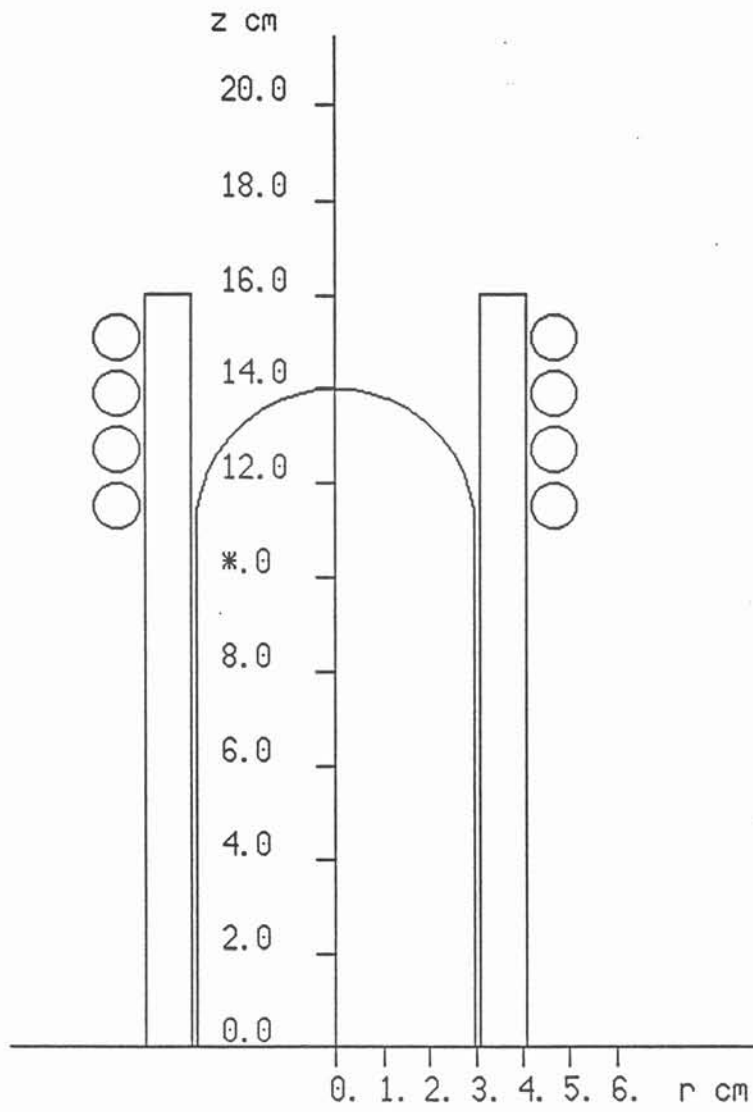


figure I.7 Configuration électrique choisie pour la validation du logiciel

I.4 - VALIDATION DU LOGICIEL

Afin de valider le code de calcul, nous avons opté pour la démarche suivante :

- dans un premier temps, nous avons dans le cas de l'installation de diamètre 60 mm déterminé les conditions de refroidissement nécessaires pour obtenir la forme de front observée expérimentalement. Le travail a consisté à essayer différentes distributions du coefficient d'échange pour l'interface métal solide - creuset afin de faire coïncider la forme de front modélisée avec celle du cas test étudié.

- Dans un deuxième temps, nous avons à partir de cette détermination expérimentale des coefficients d'échange, comparé l'influence expérimentale de la vitesse de tirage du lingot sur la forme du front avec les résultats obtenus grâce au logiciel.

I.4.1 - DETERMINATION DES CONDITIONS DE REFROIDISSEMENT

Pour cela, nous avons donc utilisé un lingotin obtenu dans l'installation de diamètre 60 mm pour lequel les conditions expérimentales répondaient bien à l'hypothèse du tirage en régime permanent. La configuration électrique prise en compte pour le calcul est illustrée par la figure I.7. Les paramètres expérimentaux utilisés sont donnés ci-dessous.

Vitesse de tirage : 1.10^{-4} m/s conductivité électrique dans le solide : $6,5 \cdot 10^5 \Omega^{-1} m^{-1}$

Puissance pupitre : 45 kW

Puissance dans la charge : 12,2 kW conductivité électrique dans le liquide : $6,1 \cdot 10^5 \Omega^{-1} m^{-1}$

Fréquence : 27 kHz

La fréquence choisie, ainsi que la configuration de l'inducteur utilisé permettent de représenter le dôme par une demi-sphère.

a) ordre de grandeur des coefficients d'échange

* surface libre

L'échange de chaleur sera essentiellement dû au rayonnement, ainsi, il sera possible d'estimer le coefficient d'échange grâce à la loi de Stefan :

$$\phi_r = \epsilon \sigma (T^4 - T_a^4) = \epsilon \sigma (T^2 + T_a^2)(T + T_a)(T - T_a) = h_r (T - T_a)$$

ϕ_r flux évacué par rayonnement

ϵ émissivité du matériau

T_a température ambiante

h_r coefficient d'échange incluant le rayonnement

On obtient $h_r \approx 270 \text{ W/m}^2\text{K}$

avec T = température de fusion du titane 1923° K
 $T_a = 473^{\circ} \text{ K}$
 $\epsilon = 0,5$
 $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$

La matière destinée à la fusion se présentera sous forme divisée, on supposera donc sa température constante fixée à 300° K .

* contact creuset-zone solide.

Compte tenu de la présence d'une dépouille sur le creuset, au niveau de la zone de refroidissement du lingot, nous utiliserons un coefficient d'échange fonction de la cote z .

Nous supposons que celui-ci est assimilable à une fonction en escaliers variant d'une valeur de $1300 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ (valeur communément utilisée pour la fusion continue d'acier (11) pour un contact direct entre le métal liquide et le cuivre) à une valeur de $40 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ (valeur obtenue dans le cas de la présence d'un film d'air entre le métal solide et le creuset).

Le matériau constituant le creuset (cuivre dans notre cas) étant caractérisé par une bonne conductibilité thermique, on supposera sa température de surface constante égale à 473° K .

* Contact lingot-sole de tirage

Lorsque le logiciel sera utilisé en tenant compte d'une vitesse de tirage, on ne pourra modéliser l'échange lingot-sole de tirage. En effet, le domaine alors étudié par le code de calcul ne représente qu'une "photographie" du champ de température en régime permanent de la partie supérieure du domaine.

Le reste du métal solide ne peut être modélisé étant donné la variation de volume du domaine en cours de tirage. Pour cette interface on prendra un flux d'échange par conduction nul, et l'on supposera l'existence d'un flux de chaleur évacué par transport de matière. Cette hypothèse se justifie par le caractère très localisé de l'échange sole-métal solide dans le cas des alliages de titane (faible conductivité thermique), mais aussi par le fait que pour un domaine choisi suffisamment grand, les gradients thermiques près de la zone liquide ainsi que la forme du front ne seront pas influencés par cette hypothèse.

* Caractéristiques thermiques du métal

Les valeurs des différents paramètres thermiques utilisés sont donnés dans le tableau I.1 ci-dessous:

| | |
|---------------------------------------|------------------------|
| Conductivité thermique dans le solide | 39,61 W/m K |
| Chaleur spécifique | 600 J/kg K |
| Chaleur latente | 436,81 10^3 J/kg |
| Température du front | 1923° K |
| Masse volumique | 4500 kg/m ³ |

tableau I.1: Caractéristiques thermiques du métal

Pour la zone de liquide, nous utiliserons une conductivité thermique équivalente qui permettra d'obtenir une homogénéisation en température du bain liquide. Nous négligerons donc l'effet anisotrope du phénomène de transport de chaleur par convection du liquide.

b) Détermination expérimentale de la forme du front

Nous avons choisi de déterminer la forme du front à partir de la macrostructure du produit obtenu. Le choix de cette méthode nous a permis de sélectionner les lingots correspondants le mieux à l'hypothèse de tirage en régime permanent utilisée pour la modélisation. En effet, l'ajout d'un élément permettant de visualiser le front aurait pu entraîner une modification du flux de matière à fondre et donc nuire à l'hypothèse précédemment exposée.

Cette détermination expérimentale a été possible dans le cadre de l'hypothèse suivante: le front est assimilé à une isotherme, et nous avons supposé que les joints de grains colonnaires sont orientés parallèlement aux gradients thermiques.

Cela nous a permis de tracer à partir des macrostructures étudiées (figure I.8) dans une zone correspondant au régime permanent une courbe perpendiculaire à la direction des joints de grains colonnaires.

En s'appuyant sur les résultats obtenus (12) sur le mécanisme de redressement des branches de dendrites dans l'acier, nous avons supposé que l'angle d'inclinaison des axes primaires n'était fonction que de la vitesse moyenne dans le liquide et non de la nature de l'alliage considéré. Cette hypothèse semble confirmée par les travaux (13) qui ont donné expérimentalement des valeurs d'angles identiques dans le cas des alliages d'aluminium.

Pour notre étude nous avons retenu les différentes valeurs d'angles en fonction de la vitesse d'avancée du front (vitesse de tirage dans notre cas) données par le tableau I.2 ci-dessous :

| Vitesse de tirage m/s | numéro de l'échantillon | Angle d'inclinaison ° | Vitesse moyenne du fluide m/s |
|-----------------------|-------------------------|-----------------------|-------------------------------|
| 1.10^{-4} | I 28 | 25° | 10^{-1} |
| $2. 10^{-4}$ | I 29 | 18° | 10^{-1} |
| $3. 10^{-4}$ | I 30 | 16° | 10^{-1} |

tableau I.2 : Angles d'inclinaison des axes primaires

Grâce à ces différentes valeurs d'angles nous avons modifié l'isotherme précédemment déterminée, de façon à obtenir une meilleure approximation de la forme du front.

Nous avons aussi négligé la variation de l'angle des axes primaires des axes de dendrites en fonction de la position radiale du grain étudié .

c) Résultats expérimentaux obtenus

Nous avons pu dans le cas de la première vitesse de tirage (1.10^{-4} m/s) déterminer, la variation du coefficient d'échange entre le creuset et le lingot. Les résultats sont donnés par la courbe de la figure I.9.

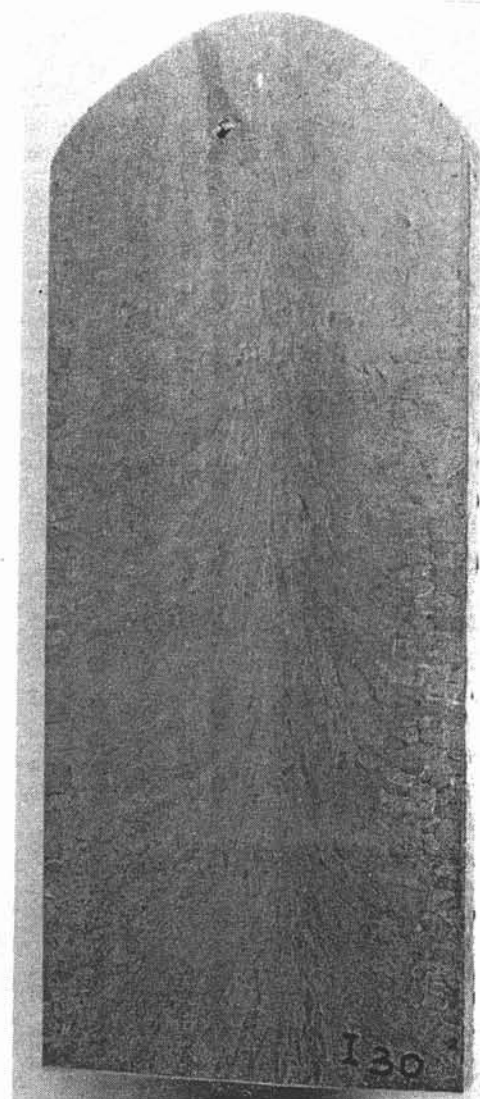
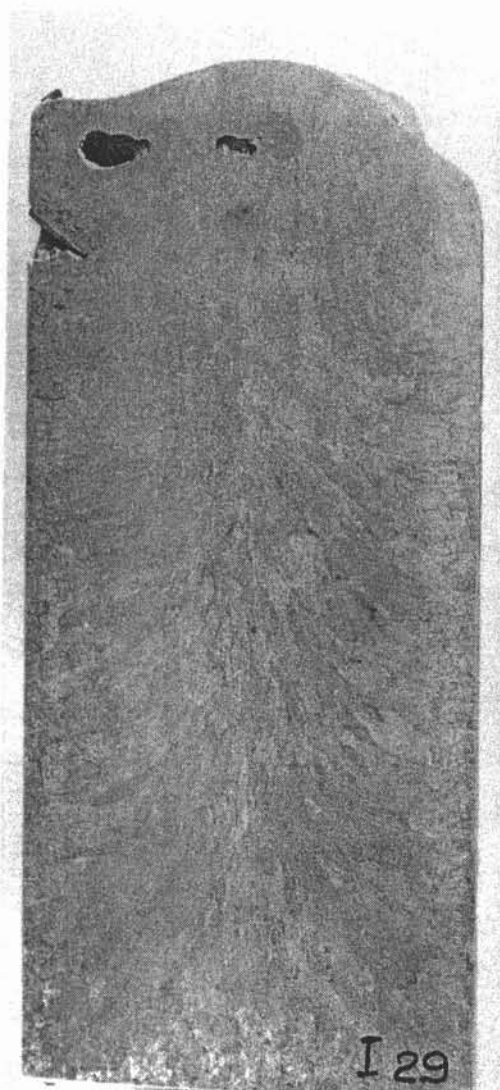


figure I.8 Macrostructures des lingotins étudiés

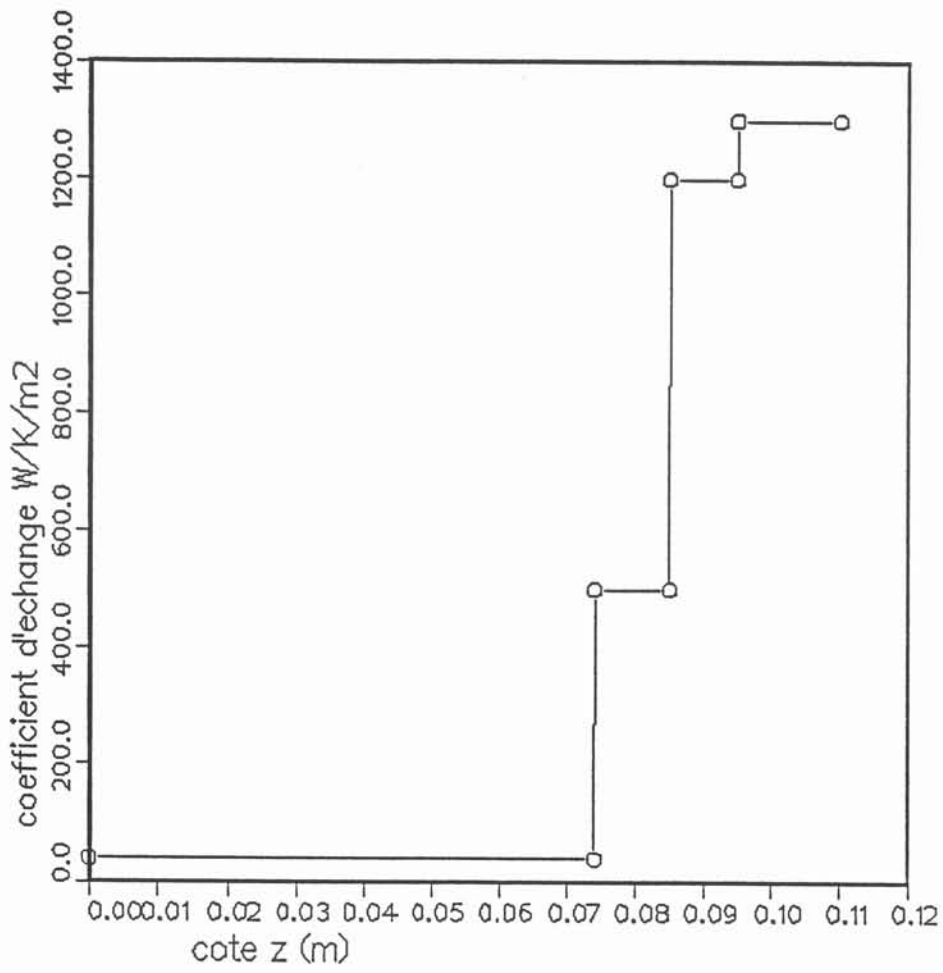
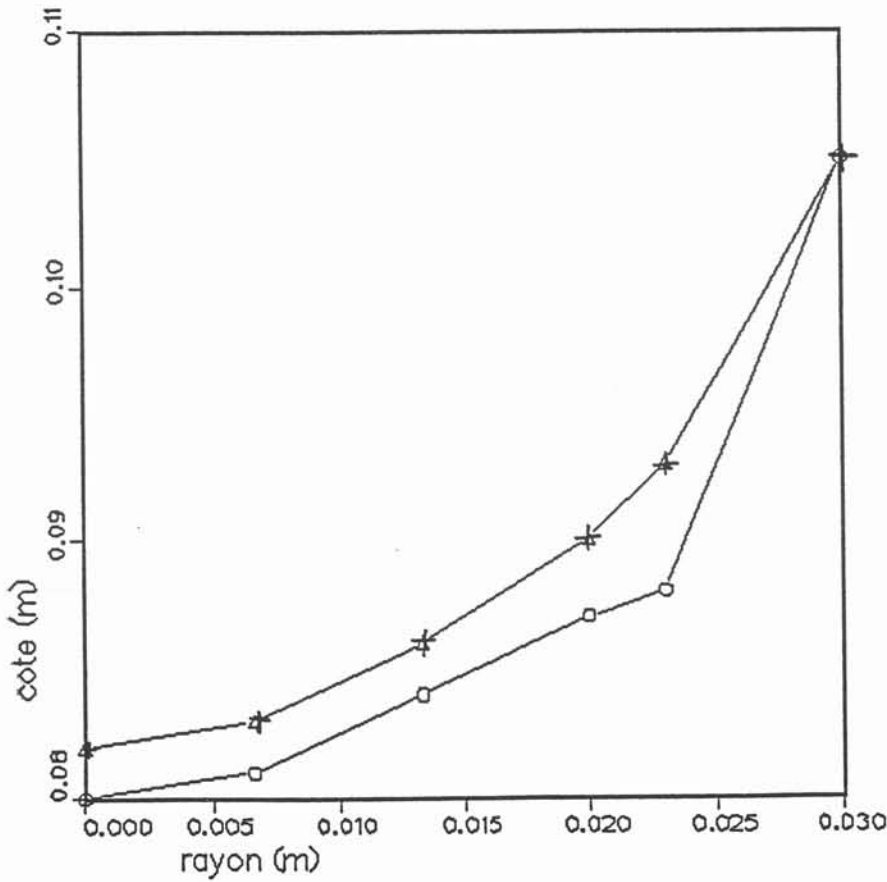
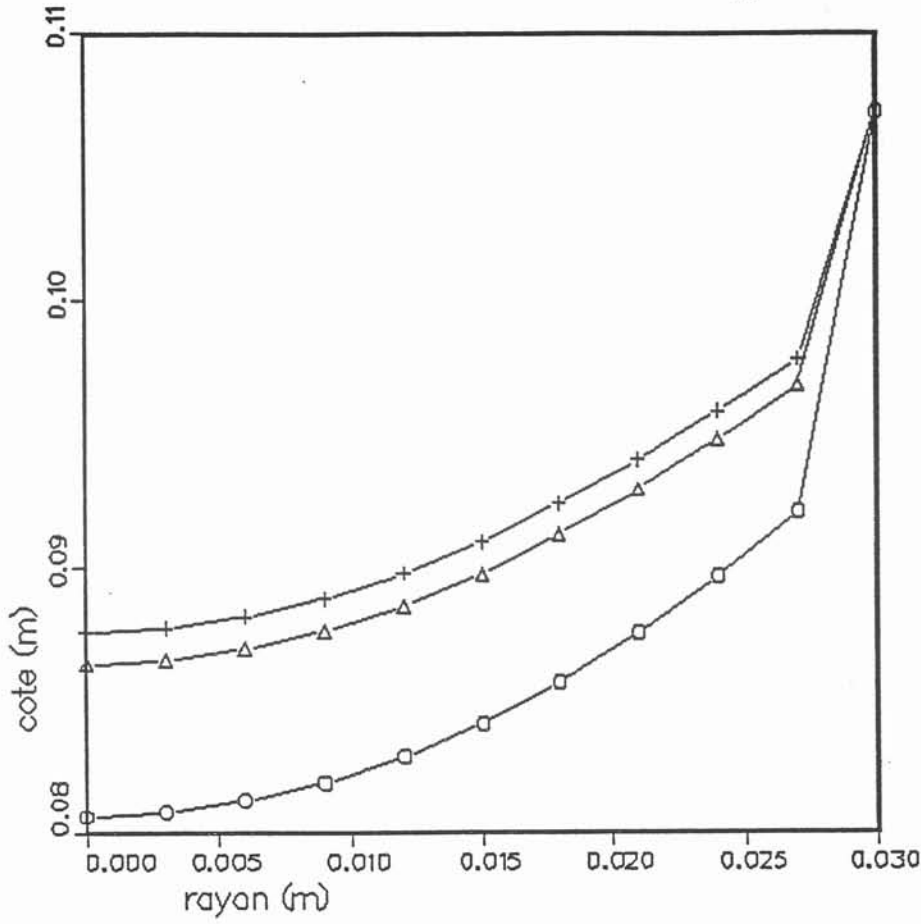


figure I.9 Variation du coefficient d'échange entre le creuset et le lingot



$\circ = 1.e-04 \text{ m/s}$
 $\Delta = 2.e-04 \text{ m/s}$
 $+ = 3.e-04 \text{ m/s}$

figure I.10 Formes de front obtenues pour la modélisation et l'expérience

I.4.2 - INFLUENCE DE LA VITESSE DE TIRAGE SUR LA FORME DU FRONT

Les conditions de refroidissement étant déterminées, nous allons confronter les résultats expérimentaux et ceux obtenus avec le logiciel. Nous vérifierons notamment l'influence de la vitesse de tirage sur la forme du front pour deux cas. Les caractéristiques physiques du matériau ainsi que la géométrie de l'installation restant inchangées, seules les puissances introduites dans la charge sont modifiées. Les nouvelles valeurs des paramètres figurent dans le tableau I.3 ci-dessous.

| Vitesse de tirage (m/s) | Puissance pupitre (kW) | Puissance injectée dans la charge (kW) | Position initiale du point triple (cm) |
|----------------------------|---------------------------|--|--|
| 1. 10^{-4} | 45 | 12,2 | 11 |
| 2. 10^{-4} | 48 | 13,4 | 11 |
| 3. 10^{-4} | 52 | 14,1 | 11 |

tableau I.3 : Nouveaux paramètres

La position initiale du point triple est choisie en bas de l'inducteur.

* Résultats obtenus

Les formes de front obtenues expérimentalement et grâce au modèle sont données sur la figure I.10. Dans le tableau I.4 ci-dessous, nous avons rassemblé les grandeurs significatives obtenues expérimentalement et grâce au logiciel.

| Vitesse de tirage m/s | Surchauffe zone liquide °C | Position du point triple (cm) | Profondeur du puits de solidifi- cation (cm) | |
|--------------------------|-------------------------------|----------------------------------|--|------------|
| | | | modèle | expérience |
| 1. 10^{-4} | 30° | 10,70 | 2,7 | 2,7 |
| 2. 10^{-4} | 20° | 10,72 | 2,1 | 2,5 |
| 3. 10^{-4} | 17° | 10,70 | 1,95 | 2,4 |

tableau I.4 : Comparaison entre les résultats théoriques et expérimentaux

* Commentaires

La première tendance dégagée par ces résultats montre que lorsque la vitesse de tirage augmente, la profondeur du puits de solidification diminue. Ce résultat peut s'expliquer par le raisonnement suivant: si la vitesse de tirage augmente, le flux d'apport de copeaux (c'est-à-dire la quantité de matière froide apportée) augmente. Le système devra donc fournir une énergie calorifique supplémentaire destinée à amener le métal à la température de la zone liquide. Il s'agit d'un terme de chaleur sensible.

Si l'on calcule un ordre de grandeur de cette chaleur sensible pour les vitesses de tirage 1. 10^{-4} (Q_{S1}) et 3. 10^{-4} m/s (Q_{S2}), on a:

$$Q_S = \rho \cdot c \cdot u_t \cdot S \cdot (T_b - T_0)$$

S section du lingot égale à $2,82 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$

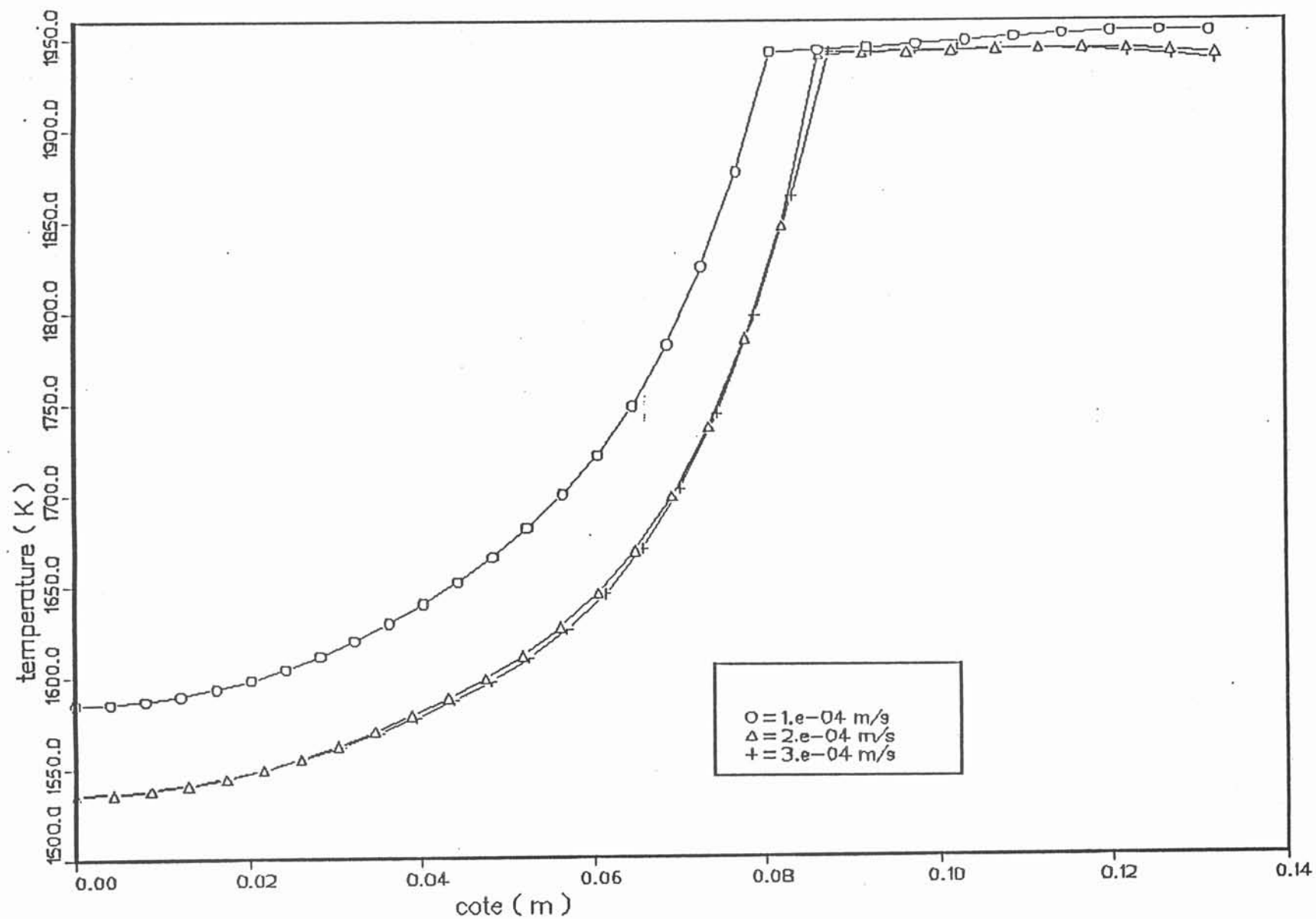


figure I.11 Variation de température sur l'axe du lingot en fonction de la vitesse de tirage

T_b température du bain liquide égale à 1950 K

T_0 température des copeaux égale à 300 K

On obtient ($Q_{S2} - Q_{S1}$) égale à 2,52 kW. On remarque que la différence de puissance injectée dans le charge est de 1,9 kW soit 75% de la différence des chaleurs sensibles. C'est pour cette raison que l'on constate une remontée du front lors de l'augmentation de la vitesse de tirage.

La deuxième tendance dégagée par ces résultats montre que malgré l'imprécision qui réside dans la détermination expérimentale (que l'on peut évaluer à environ 25 %), il est intéressant de remarquer que les tendances dégagées par le logiciel sont validées par les résultats expérimentaux.

On s'aperçoit notamment que dans la gamme de vitesses étudiées, on enregistre tant expérimentalement que dans le modèle une faible variation de la forme du front. Ceci peut s'expliquer par le calcul du nombre de Peclet associé à notre géométrie. On a :

$$Pe = \frac{ul}{\alpha} = \frac{\text{transport de chaleur par convection}}{\text{transport de chaleur par conduction}}$$

avec u vitesse de tirage

l échelle de longueur = $3 \cdot 10^{-2}$ m (dimension caractéristique du dôme dans les cas étudiés)

α diffusivité du matériau = $1,46 \cdot 10^{-5}$ m²/s

On obtient : $0,2 \leq Pe \leq 0,74$

On se situe donc dans une zone où le transport de chaleur par convection dû au tirage est faible par rapport au phénomène de conduction. Les isothermes seront donc faiblement affectés par une variation du paramètre vitesse de tirage. Cela explique la faible différence entre les formes du front. De même on constatera une influence relativement peu importante sur les gradients thermiques au voisinage du front. Cette remarque est illustrée figure I.11 par le tracé de la variation de la température sur l'axe du lingot en fonction de la vitesse de tirage.

De même, les valeurs assez faibles de surchauffe obtenues grâce au modèle sont confirmées par les mesures de température expérimentales en surface du dôme par pyrométrie optique, qui donnait des valeurs égales à la température de fusion du titane (1923° K) à plus ou moins 10° C de précision.

I.5 - CONCLUSION

On peut dire que le logiciel construit est validé par les faits expérimentaux suivants:

- la température mesurée expérimentalement à la surface du dôme liquide correspond aux valeurs calculées par le modèle, malgré le problème lié au choix de l'émissivité.

- la forme du front modélisée répond aux mêmes tendances que l'on a pu dégager expérimentalement.

Il serait nécessaire afin de compléter cette validation, d'effectuer un marquage de front, et aussi des mesures de température dans la zone solide du lingot.

Les bilans thermiques sur les différents organes de refroidissement ne peuvent être que difficilement utilisés comme validation, car il est alors difficile de séparer la chaleur évacuée par la charge, de l'énergie liée à la présence de courants induits dans les parties conductrices de l'électricité.

En conclusion, il apparaît que les tendances dégagées par la modélisation vont nous permettre de formuler des hypothèses pour expliquer les différents résultats métallurgiques obtenus, mais aussi de mieux contrôler la solidification par la technique des 4C.

CHAPITRE 2

II - EXPLOITATION DU LOGICIEL

II.1 - INTRODUCTION

Grâce au code de calcul développé, il est à présent possible de mieux situer les conditions de fonctionnement de la technique des 4C et surtout de dégager qualitativement les paramètres importants qui peuvent conduire à un meilleur contrôle et à une optimisation des structures métallurgiques résultantes.

II.2 - INFLUENCE DE LA VITESSE DE TIRAGE ET DE LA PUISSANCE

Une des possibilités du logiciel est de permettre d'estimer la vitesse maximale de tirage pour une puissance donnée. Cela peut permettre de caractériser les capacités productives d'une installation, mais aussi de connaître les influences couplées de la vitesse et de la puissance.

En effet dans le cas d'une coulée continue en creuset froid droit, la position du dôme dans l'inducteur et surtout la cote du point triple sera dictée par l'influence simultanée de la puissance et de la vitesse. Ce degré de liberté supplémentaire permet d'avoir une estimation plus réaliste des gradients thermiques au voisinage du front et donne la possibilité de mieux comprendre les macrostructures obtenues.

II.2.1- Etude de l'installation de diamètre 60 mm

a) Recherche d'une vitesse maximale de tirage

Les hypothèses que nous utiliserons sont les suivantes :

- L'effet de brassage dans la zone liquide sera simulé par un coefficient de conduction thermique important (on a multiplié par un facteur 100 la valeur réelle), qui permet une homogénéisation en température du bain liquide.

- La position initiale du point triple est choisie en dessous de la dernière spire de l'inducteur, la vitesse maximale "sera atteinte" lorsque pour une puissance donnée la cote du point triple passera au-dessus de cette position initiale. En effet cela signifie qu'il faut injecter davantage d'énergie pour élaborer un lingot dans ces conditions.

Le choix de cette condition initiale a été dicté par l'argument suivant:

- Expérimentalement pour un lingot positionné plus haut, les conditions de refroidissement sont différentes de celles déterminées précédemment. En s'éloignant de la dépouille du creuset, le flux échangé avec le creuset est alors plus important, on ne respecte plus les conditions de tirage en régime permanent.

Les données utilisées pour la recherche de la vitesse maximale de tirage sont regroupées dans les tableaux II.1 et II.2 ci-dessous. Les coefficients d'échange précédemment déterminés sont supposés rester invariants lors de l'augmentation de la vitesse de tirage. Cette hypothèse n'est pas totalement vérifiée dans la réalité, il serait nécessaire pour simuler les conditions réelles de refroidissement, de prendre des coefficients d'échange fonction d'une variable d'espace (notre cas) mais aussi de la température.

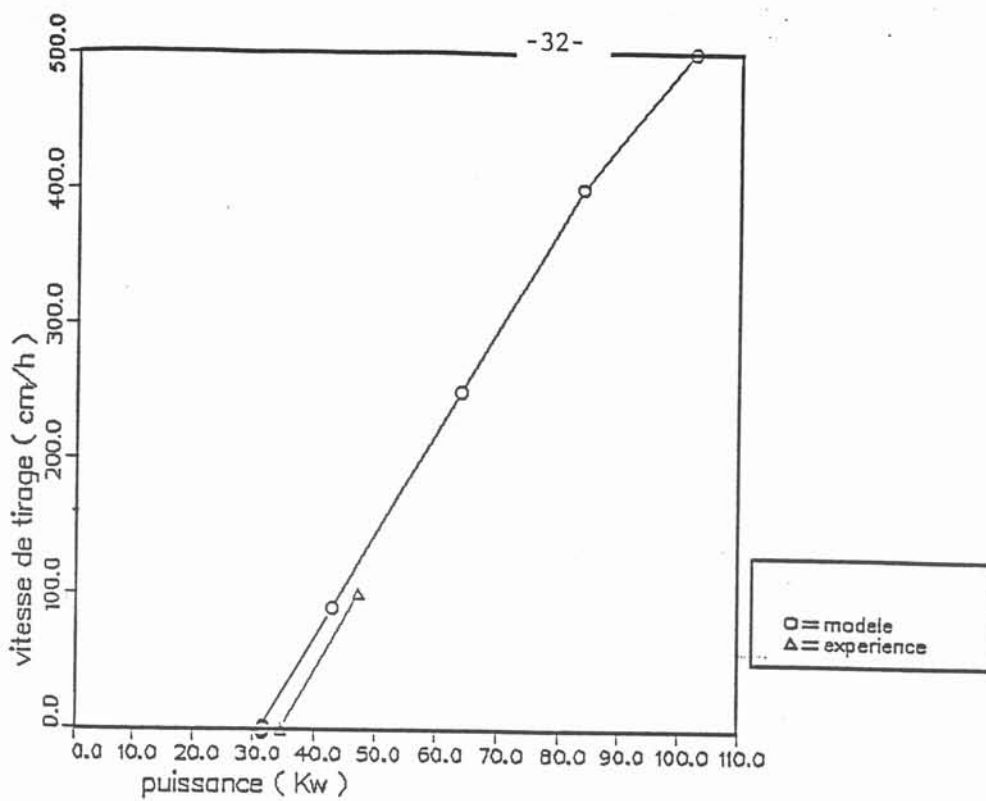


figure II.1 Variation de la vitesse maximale de tirage en fonction de la puissance pour l'installation de diamètre 60 mm

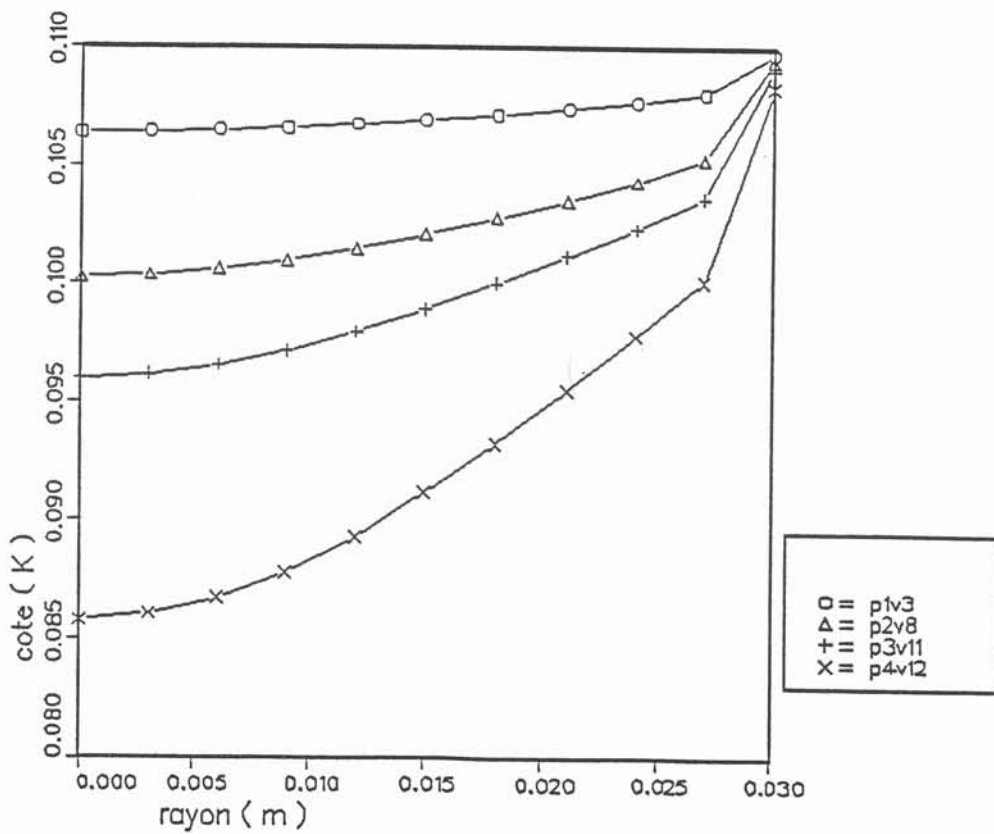


figure II.2 Formes de front obtenues avec les vitesses maximales pour l'installation de diamètre 60 mm

La conséquence est que pour les vitesses de tirage élevées nous sous-estimons le flux échangé avec le creuset. Il faudra en tenir compte lors de l'utilisation des résultats obtenus.

| Caractéristiques | | électriques | physiques | |
|--------------------------|---------|--|------------------------|------------------------------|
| fréquence | | 19 kHz | masse volumique | 4500 kg/m ³ |
| conductivité | solide | 6,5. 10 ⁵ Ω ⁻¹ m ⁻¹ | conductivité thermique | 39,61 W/m ² K |
| électrique | liquide | 6,1. 10 ⁵ Ω ⁻¹ m ⁻¹ | chaleur spécifique | 600 J/kg °K |
| configuration électrique | | figure 6 | chaleur latente | 436,81. 10 ³ J/kg |

tableau II.1 : Paramètres physiques utilisés pour la modélisation

| puissances pupitres utilisées (kW) | | vitesses de tirage étudiées (m/s) | | | |
|------------------------------------|-----|-----------------------------------|------------------------|-----|------------------------|
| P1 | 43 | V1 | 8,3. 10 ⁵ | V8 | 6,94. 10 ⁻⁴ |
| | | V2 | 1,66. 10 ⁻⁴ | V9 | 8,33. 10 ⁻⁴ |
| P2 | 64 | V3 | 2,5. 10 ⁻⁴ | V10 | 9,72. 10 ⁻⁴ |
| | | V4 | 3,33. 10 ⁻⁴ | V11 | 1,11. 10 ⁻³ |
| P3 | 84 | V5 | 4,16. 10 ⁻⁴ | V12 | 1,39. 10 ⁻³ |
| | | V6 | 5. 10 ⁻⁴ | V13 | 1,67. 10 ⁻³ |
| P4 | 102 | V7 | 5,83. 10 ⁻⁴ | V14 | 1,94. 10 ⁻³ |

tableau II.2 : Les différentes puissances et vitesses étudiées

b) Résultats obtenus

Sur la courbe de la figure II.1, nous avons représenté les valeurs obtenues grâce au logiciel. De plus nous avons pu montrer le bon accord existant entre le modèle et les résultats expérimentaux obtenus dans le domaine des faibles vitesses.

Les différentes formes de front obtenues pour les vitesses maximales sont données sur la figure II.2.

Il est important de noter que ces configurations sont obtenues juste avant que la puissance injectée soit insuffisante pour maintenir une zone liquide correspondant à une fusion normale. Pour une vitesse légèrement supérieure on obtient des valeurs de température inférieures à la température de fusion dans la zone supposée liquide.

Malgré les profondeurs de puits de solidification relativement faibles obtenues (conséquence de la remarque précédente) il est intéressant de constater l'influence très nette de la vitesse de tirage sur la forme du front.

Sur la figure II.3 nous avons tracé la variation de température sur l'axe et le bord du lingot pour les cas correspondants aux vitesses maximales de tirage.

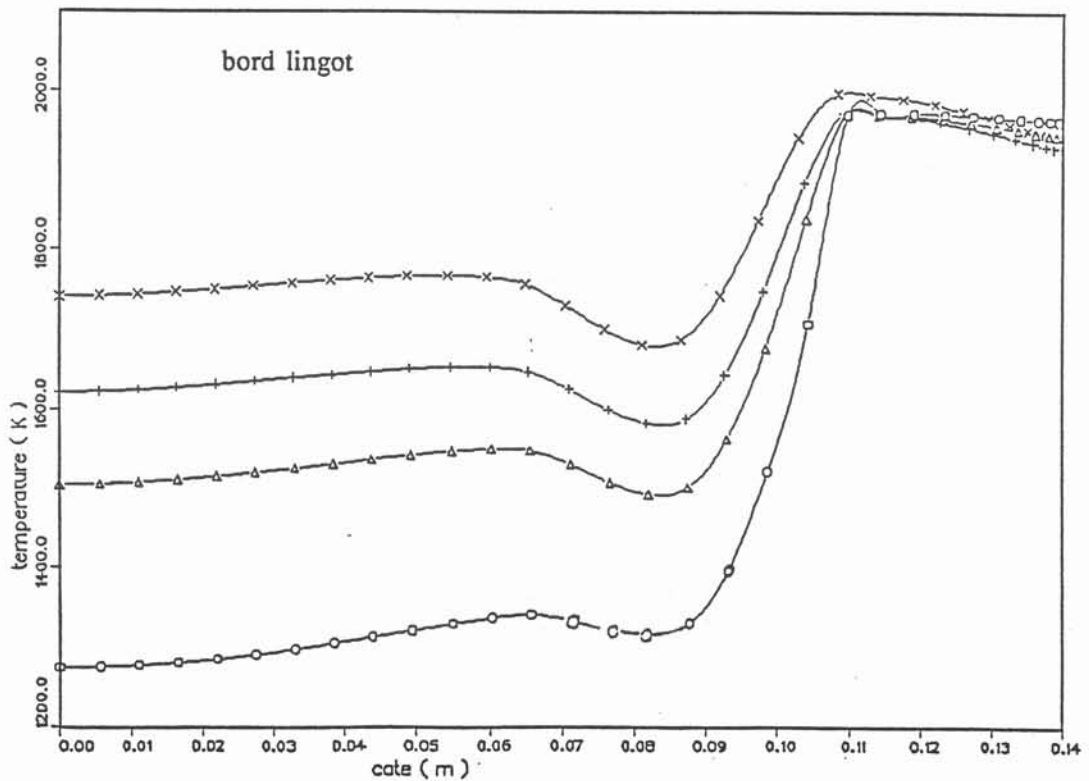
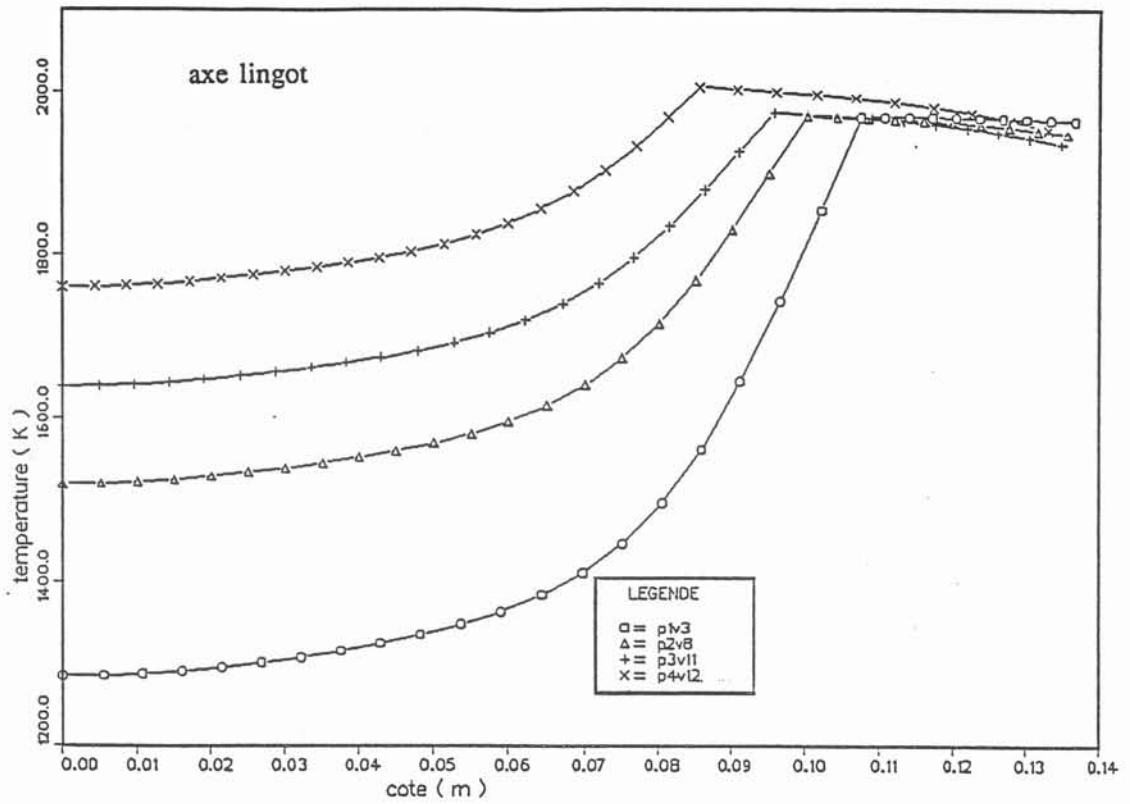


figure II.3 Variation de température sur l'axe et le bord du lingot pour les différentes vitesses maximales de tirage examinées installation de diamètre 60 mm

Les points d'inflexion observés sur les courbes au voisinage de la cote 8 cm proviennent d'un mauvais ajustement des coefficients d'échange à ce niveau ci du lingot. On considère que l'influence de cette remontée de température est négligeable sur la forme du front.

Compte tenu des hypothèses formulées pour l'obtention de ces résultats, notamment au niveau de l'utilisation d'un coefficient de conductivité thermique important, il est évident que la variation de température dans la zone liquide obtenue par le modèle ne correspond pas totalement à la réalité. Cependant les gradients thermiques calculés au voisinage du front dans la partie solide peuvent constituer une très bonne approximation des phénomènes réels.

L'étude de ces courbes montrent que la zone supposée solide numériquement peut être portée à une température supérieure à la température de liquidus. Ainsi la zone de métal supposée solide comprise entre la zone liquide (région où l'on applique la conductivité thermique importante) et l'isotherme du liquidus peut être assimilée à une zone dite pateuse. Nous avons donné dans le tableau II.4 les dimensions de cette région pour les différents cas étudiés, ainsi que les grandeurs caractéristiques qui pourront permettre une première approche de la structure métallurgique.

Le gradient thermique est donné pour la transition numérique solide-liquide et le point de fusion du métal. Etant donné que le front n'est pas plan, le gradient thermique varie suivant le rayon. Celui-ci atteint sa valeur maximale sur le bord du lingot et son minimum au centre du lingot. Il faudra tenir compte de ces deux extrêmes lors des interprétations métallurgiques de ces résultats. Nous ne donnerons que la valeur selon z du gradient thermique pour le bord du lingot.

II.2.2. Etude de l'installation de diamètre 100 mm

a) Recherche d'une vitesse maximale de tirage

Les hypothèses utilisées pour cette détermination sont les mêmes que celles formulées dans le cas de l'installation de diamètre 60 mm, avec la contrainte supplémentaire suivante :

- La vitesse maximale de tirage sera supposée atteinte, juste avant que des points localisés dans la partie supérieure du dôme ait une température inférieure à la température de fusion. Il nous a semblé que l'apparition de points solides dans cette partie de la zone liquide ne simulait plus un tirage en régime permanent.

En effet, si en cours d'expérimentation, un tel phénomène se produit, compte tenu du fait que l'on travaille avec une matière divisée, on va former à la surface du dôme un agglomérat de copeaux, dont l'évolution thermique n'est pas décrite par les conditions que nous utilisons. L'existence de la résistance thermique due à l'air entre les copeaux va gêner la fusion et entraîner une modification du flux d'amenée de matière .

La configuration électrique utilisée est donnée par la figure II.4. La forme de dôme choisie provient d'observations expérimentales à cette fréquence.

Pour les conditions aux limites de refroidissement nous avons utilisé celles déterminées dans le cas de l'installation de diamètre 60 mm . En effet les

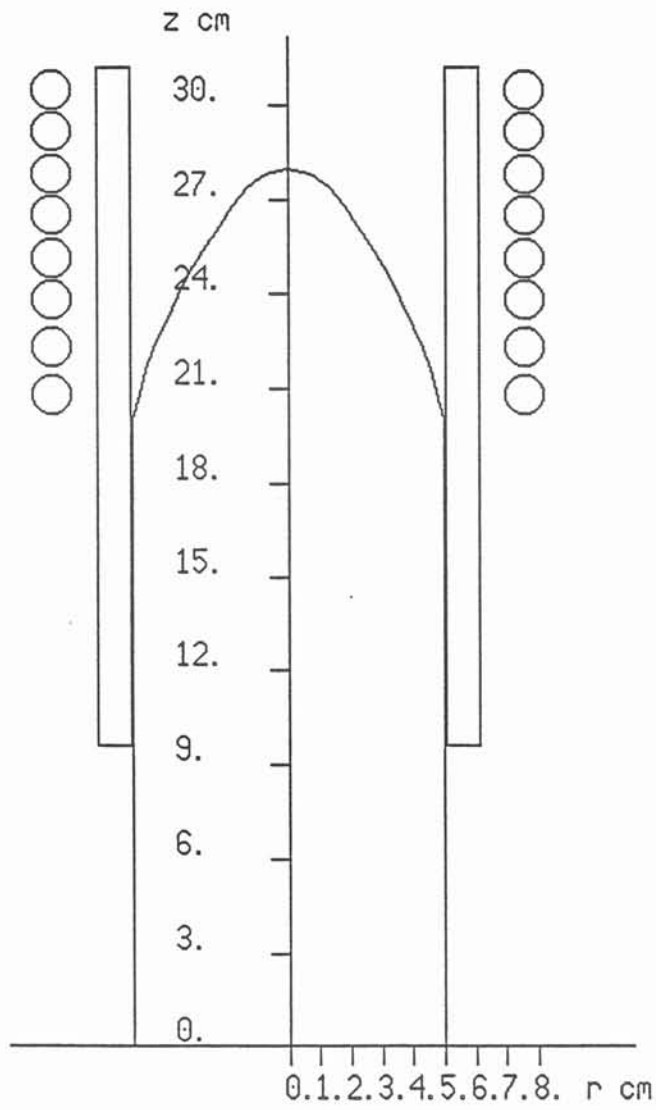


figure II.4 Configuration électrique étudiée

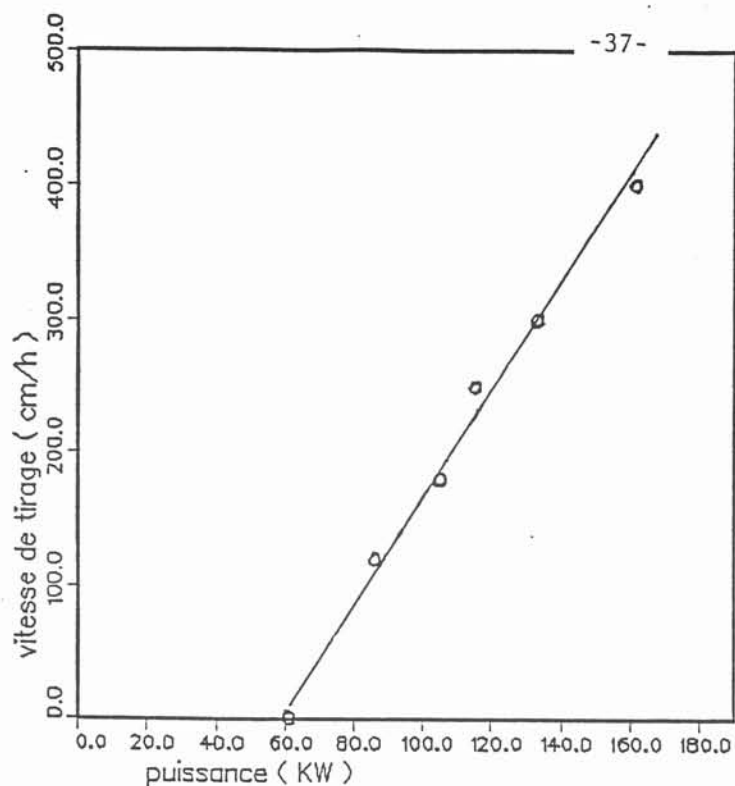


figure II.5 Variation de la vitesse maximale de tirage en fonction de la puissance pour l'installation de diamètre 100 mm

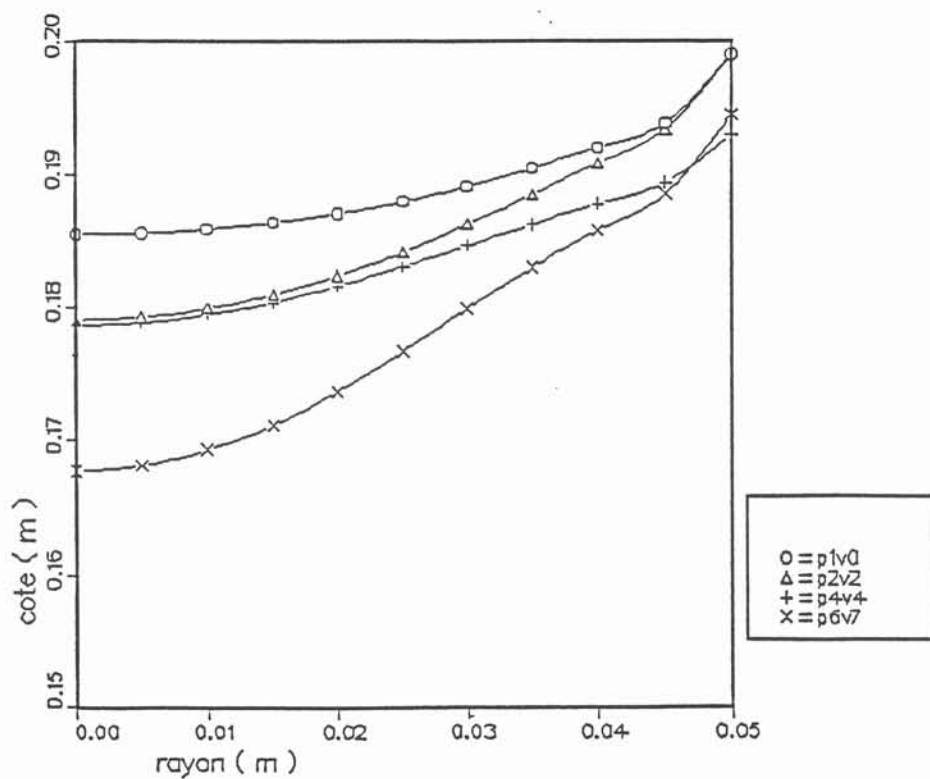


figure II.6 Formes de front obtenues avec les vitesses maximales pour l'installation de diamètre 100 mm

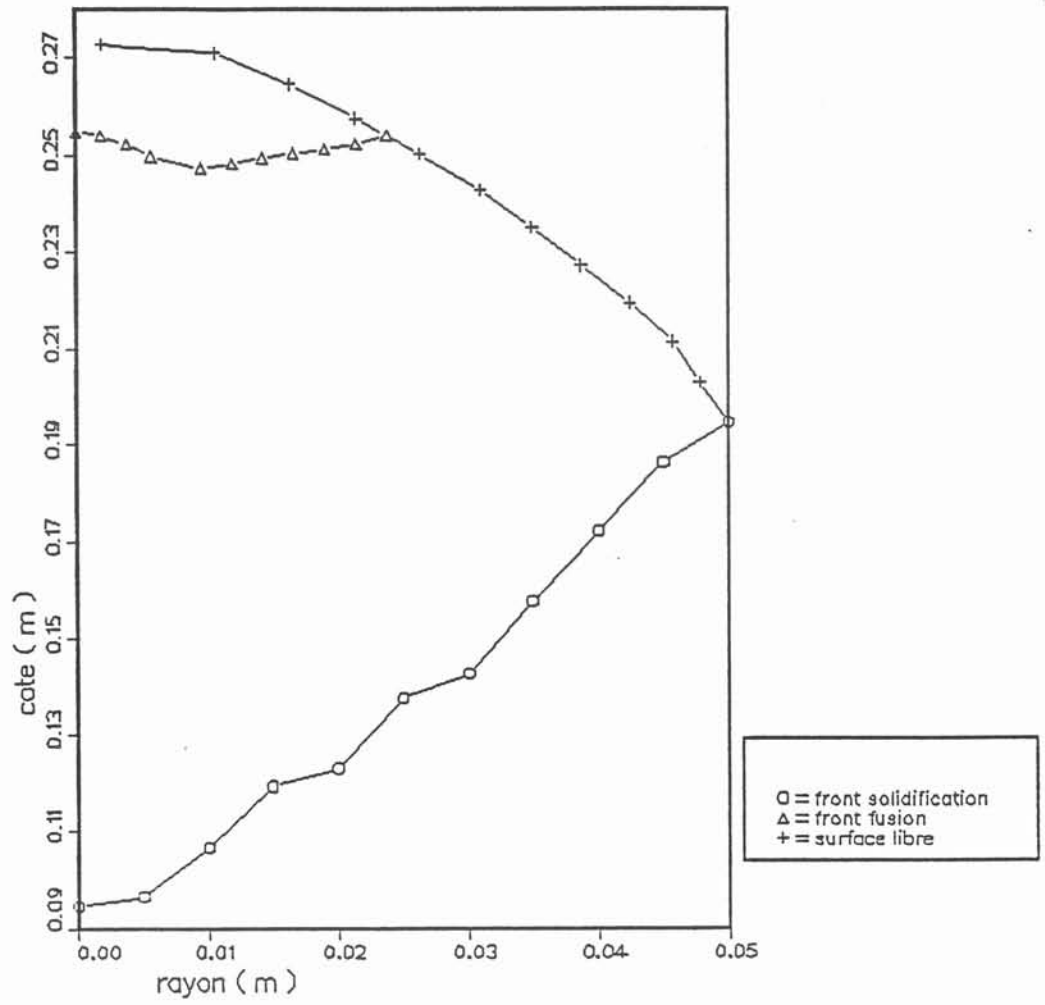


figure II.7 Cas d'une vitesse de tirage supérieure à celle donnée comme maximale

creusets ont des géométries similaires, seules les dimensions radiales ont été modifiées. De même que dans la partie précédente nous supposons les coefficients d'échanges constants lors de la variation de la vitesse de tirage. Ainsi les données modifiées par rapport au cas de l'installation de diamètre 60 mm sont rassemblées dans le tableau II.5 ci-dessous.

Fréquence 7kHz

| Puissances pupitres imposées (kW) | | Vitesse de tirage étudiée (m/s) | | | |
|-----------------------------------|-------|---------------------------------|----------------|-----------------|----------------|
| P ₁ | 60,6 | V ₀ | 0 | V ₆ | $9,72.10^{-4}$ |
| P ₂ | 86,2 | V ₁ | $1,66.10^{-4}$ | V ₇ | $1,11.10^{-3}$ |
| P ₃ | 105,5 | V ₂ | $3,33.10^{-4}$ | V ₈ | $1,39.10^{-3}$ |
| P ₄ | 115,6 | V ₃ | 5.10^{-4} | V ₉ | $1,67.10^{-3}$ |
| P ₅ | 133 | V ₄ | $6,94.10^{-4}$ | V ₁₀ | $1,94.10^{-4}$ |
| P ₆ | 161 | V ₅ | $8,33.10^{-4}$ | | |

tableau II.5 : Les différentes puissances et vitesses étudiées

Pour calculer la puissance pupitre nous avons tenu compte d'un rendement pour l'onduleur de 90 %.

b) Résultats obtenus

Sur la courbe de la figure II.5, nous avons représenté les valeurs obtenues grâce au logiciel en ce qui concerne la vitesse maximale de tirage en fonction de la puissance.

Les différentes formes de front obtenues pour quelques cas sont données sur la figure II.6. Comme dans le cas de l'installation de diamètre 60 mm, le puits de solidifications est sensible à la vitesse de tirage mais sa profondeur reste relativement faible.

L'explication de ce phénomène est identique à celle formulée dans le cas de l'installation de diamètre 60 mm.

Dans le cas de la puissance P₆ (161 kW), nous avons cherché la position de l'isotherme température de fusion pour une vitesse de tirage légèrement supérieure à celle supposée maximale (vitesse égale à 1,1 fois V₇). Les résultats obtenus sont donnés sur la figure II.7 et montrent la présence d'un front de fusion au sommet du dôme, et un front de solidification dont la profondeur est relativement importante 10 cm. Certes le modèle n'est pas conçu pour traiter cette situation, surtout compte tenu de l'alimentation par une matière divisée. Cependant il montre la nécessité d'avoir rajouter une contrainte nécessaire pour la détermination de la vitesse maximale, mais aussi les variations considérables de formes de front qu'il est alors possible de constater grâce au logiciel.

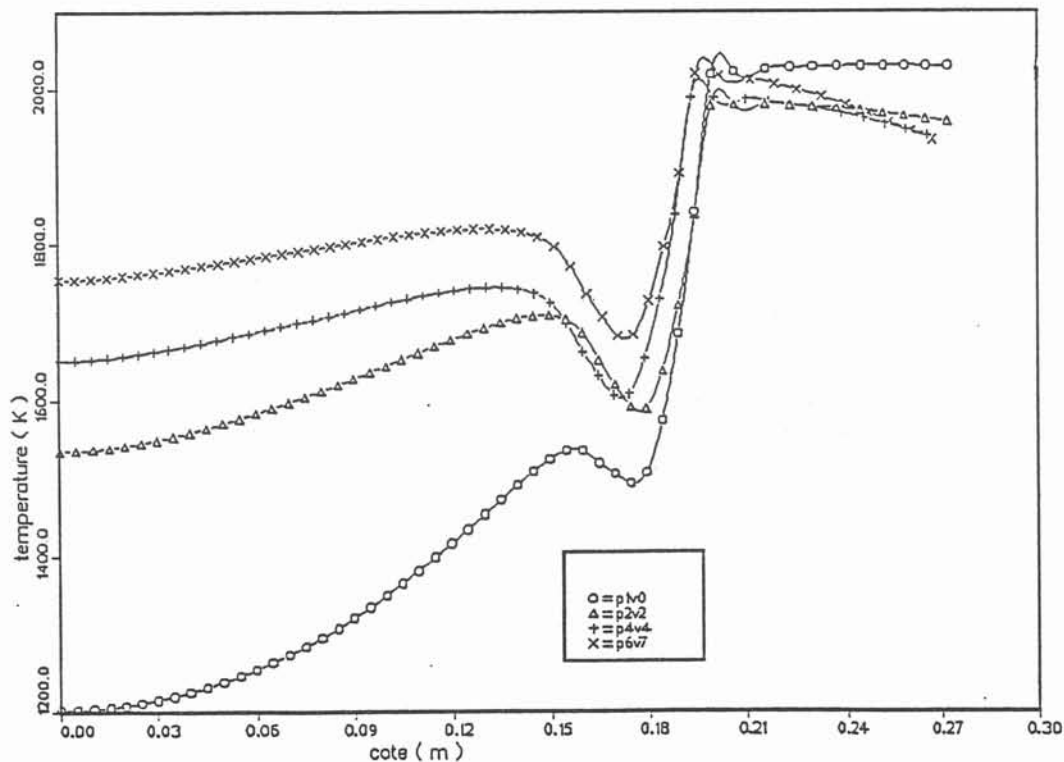
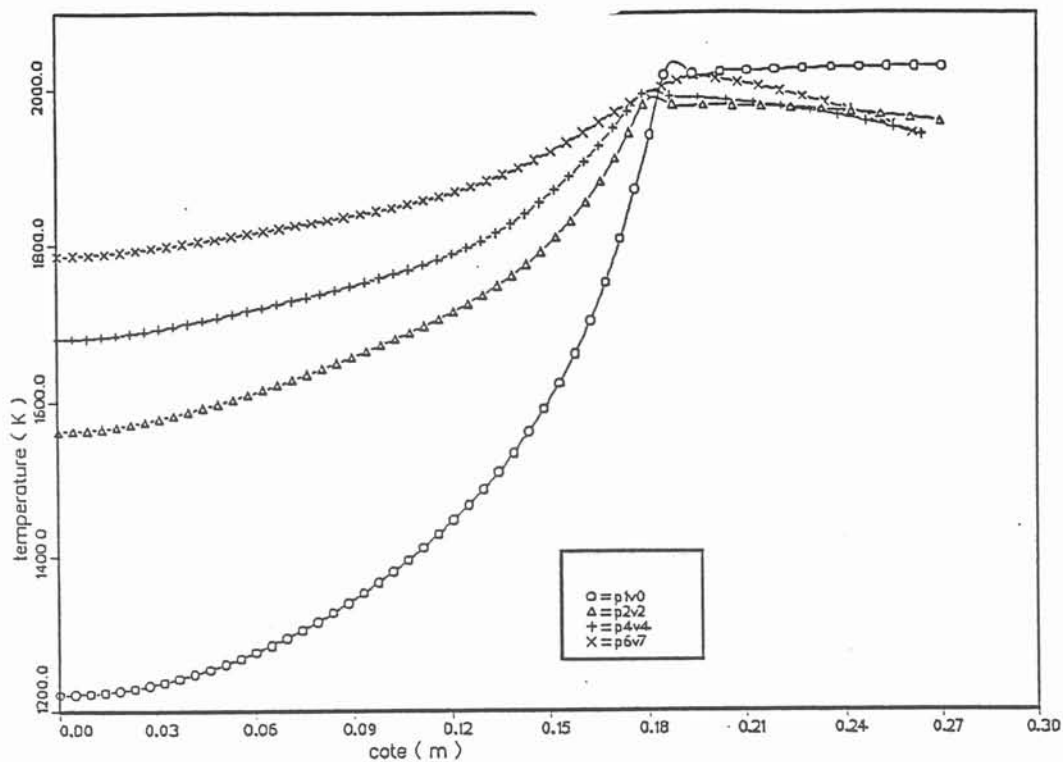


figure II.8 Variation de température sur l'axe et le bord du lingot pour les différentes vitesses maximales de tirage examinées installation de diamètre 100 mm

Nous avons rassemblé dans le tableau II.6 les grandeurs thermiques caractéristiques définies dans la partie précédente qui pourront permettre une première approche de la structure métallurgique. Les courbes donnant la variation de la température sur l'axe et le bord du lingot sont données sur la figure II.8.

| Puissance kW | vitesse m/s | gradient thermique | | °K/m x 10 ² | | Surchauffe moyenne calculée °K | | Dimension de la zone pateuse m. 10 ⁻³ | |
|-----------------|-----------------------|-----------------------|-------|---------------------------|-------|-----------------------------------|------|---|------|
| | | Température de fusion | | Transition solide-liquide | | | | | |
| | | axe | bord | axe | bord | axe | bord | axe | bord |
| 41 | 2,5.10 ⁻⁴ | 205,9 | 518,7 | 205,9 | 518,7 | 65 | 22,6 | 2,5 | 1,3 |
| 64 | 6,94.10 ⁻⁴ | 139,5 | 306,2 | 141,2 | 306,2 | 65 | 22,6 | 5,16 | 1,7 |
| 84 | 1,11.10 ⁻³ | 90,3 | 225 | 100 | 225 | 65 | 22,6 | 7,1 | 2,7 |
| 102 | 1,39.10 ⁻³ | 59,0 | 181,2 | 85,3 | 181,2 | 88,6 | 36,2 | 12,9 | 3,4 |

tableau II.4 Installation de diamètre 60 mm

| Puissance kW | vitesse m/s | gradient thermique | | °K/m x 10 ² | | Surchauffe moyenne calculée °K | | Dimension de la zone pateuse m. 10 ⁻³ | |
|-----------------|-----------------------|-----------------------|-------|---------------------------|--------|-----------------------------------|-------|---|------|
| | | Température de fusion | | Transition solide-liquide | | | | | |
| | | axe | bord | axe | bord | axe | bord | axe | bord |
| 60,6 | 0 | 258,82 | 720,6 | 258,82 | 770,6 | 105,9 | 105,9 | 3,6 | 0,91 |
| 86,3 | 3,33.10 ⁻⁴ | 120,6 | 511,8 | 120,6 | 511,8 | 52,9 | 48,2 | 4,5 | 0,91 |
| 105,5 | 5.10 ⁻⁴ | 73,5 | 276,5 | 73,5 | 276,5 | 35,26 | 29,7 | 6,4 | 3,63 |
| 115,6 | 6,94.10 ⁻⁴ | 60,3 | 670,6 | 60,3 | 670,6 | 52,9 | 50,1 | 10 | 0,91 |
| 133 | 8,33.10 ⁻⁴ | 63,2 | 335,3 | 51,5 | 335,30 | 41,1 | 40 | 11,8 | 1,81 |
| 161 | 1,11.10 ⁻³ | 25,0 | 564,3 | 41,6 | 564,30 | 50 | 64 | 25,5 | 0,91 |

tableau II.6 Installation de diamètre 100 mm

CHAPITRE 3

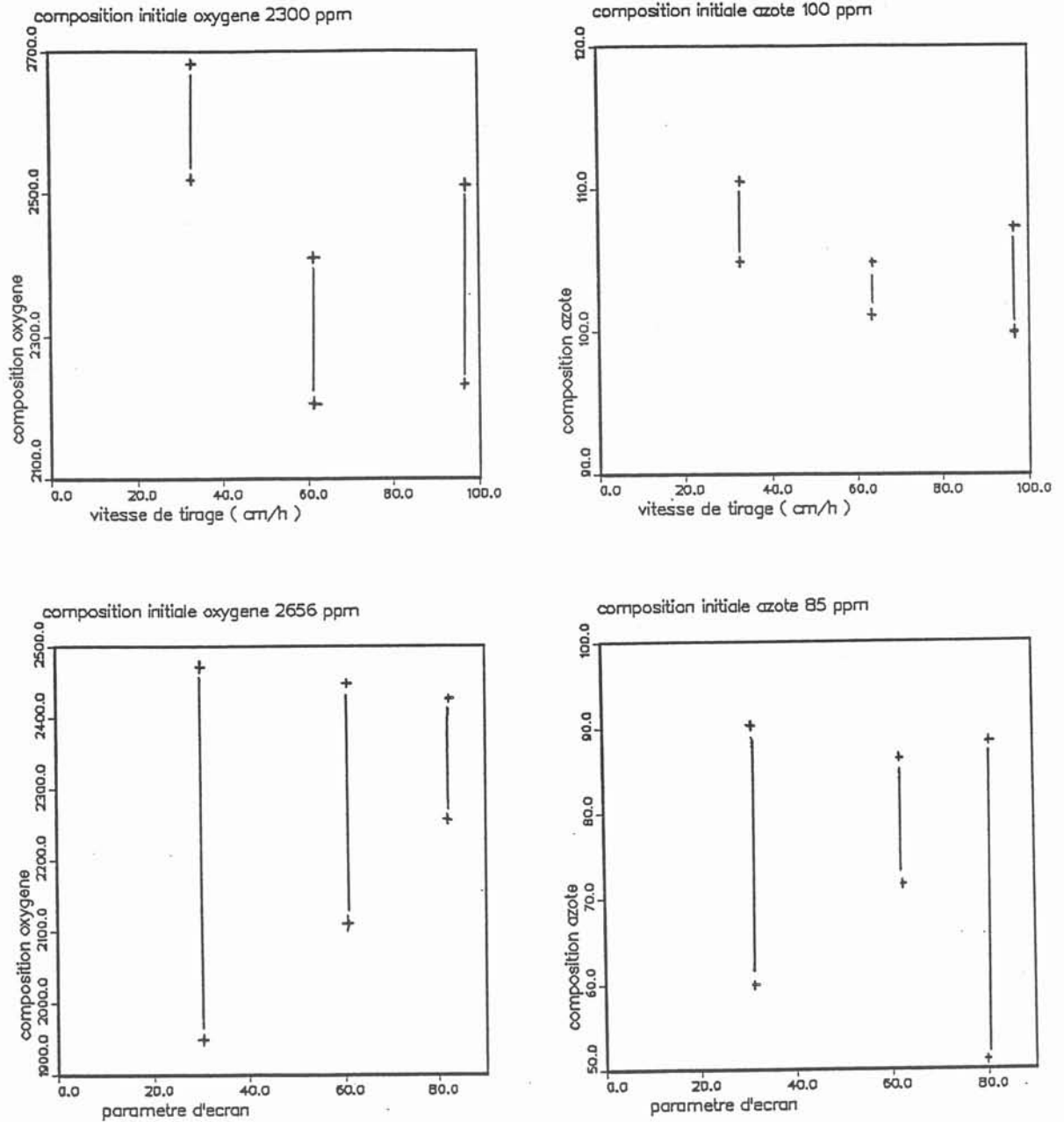


figure III.1 Variation de la composition en oxygène et azote en fonction de la vitesse de tirage et du paramètre d'écran

III - RESULTATS METALLURGIQUES

III.1 - INTRODUCTION

L'objectif de cette étude expérimentale est de dégager l'influence de certains paramètres (vitesse de tirage, fréquence, puissance...) afin d'aboutir à un contrôle des caractéristiques du produit obtenu pour des alliages de titane par la technique des 4C. Nous allons nous intéresser essentiellement à trois paramètres :

- La composition chimique
- L'état de surface
- La macrostructure.

L'analyse de la composition chimique du produit pour différents polluants permet de démontrer et de situer le caractère non réactif du creuset.

Du paramètre état de surface dépend essentiellement la rentabilité du procédé :

- pour un état de surface médiocre, il est nécessaire d'usiner le lingot pour permettre un bon déroulement des traitements postérieurs à l'étape de fusion ; ceci entraîne une perte de temps et de matière préjudiciables.

Enfin le contrôle de la macrostructure est un facteur important de qualité du produit final.

III.2 - FUSION D'ALLIAGES DANS LES INSTALLATIONS DE DIAMETRES 60 ET 100 mm

L'utilisation de l'installation de diamètre 60 mm va nous permettre de rechercher les conditions de fonctionnement du procédé et ainsi d'extrapoler les résultats à l'installation de diamètre 100 mm plus proche du contexte industriel.

III.2.1 - COMPOSITION CHIMIQUE DU LINGOT OBTENU

* Influence de la fréquence et de la vitesse de tirage.

Dans notre cas, les polluants les plus sensibles sont l'oxygène, l'azote, mais aussi le cuivre qui permet de détecter une détérioration sensible du creuset. Afin de traduire l'influence de la fréquence et de pouvoir extrapoler les résultats obtenus à une installation de plus grande taille, nous utilisons le nombre sans dimensions $R\omega$ (paramètre d'écran) qui traduit la pénétration du champ magnétique dans un matériau.

$$R\omega = \mu_0 \sigma \omega R^2$$

μ_0 perméabilité de l'air

σ conductivité électrique du matériau considéré

ω pulsation $\omega = 2\pi f$ f fréquence

R rayon de la charge

Les courbes de la figure III.1 représentent la variation de la composition en oxygène et azote en fonction de la vitesse de tirage et de la fréquence, pour différents échantillons prélevés à plusieurs niveaux des lingots étudiés.



figure III.2 Aspect extérieur de l'échantillon I.17

Pour obtenir ces résultats nous avons effectué deux séries d'essais:

- pour une fréquence donnée, nous avons fait varier la vitesse de tirage, (I 19, I 21, I 22).
- pour une vitesse de tirage fixée, nous avons étudié la variation de la fréquence, (I 17, I 18, I 20).

Dans le tableau III.1 ci-dessous nous avons indiqué les conditions opératoires caractérisant ces essais.

| nom de l'essai | fréquence (kHz) | vitesse de tirage (m/s) | puissance pupitre (kW) | inducteur utilisé |
|----------------|--------------------|----------------------------|---------------------------|----------------------|
| I 17 | 6,5 | 1.10^{-4} | 50 | 7 spires |
| I 18 | 14,5 | 1.10^{-4} | 49 | 7 spires |
| I 20 | 19,0 | 1.10^{-4} | 45 | 7 spires |
| I 28 | 26,0 | 1.10^{-4} | 54 | 4 spires |
| I 19 | 19,0 | 1.10^{-4} | 45 | 7 spires |
| I 21 | 19,0 | 2.10^{-4} | 48 | 7 spires |
| I 22 | 19,0 | 3.10^{-4} | 52 | 7 spires |

tableau III.1 : Caractéristiques des essais effectués

La configuration électrique de la partie du circuit oscillant, composé du creuset et de l'inducteur, est restée inchangée pour ces essais (sauf pour I 28 où l'inducteur utilisé est différent). De plus, on peut dire que l'hypothèse de tirage en régime permanent est justifiée pour ces différents lingots.

* Résultats obtenus

En ce qui concerne une éventuelle pollution par le cuivre du creuset, la réponse est très simple : l'analyse chimique n'a pu détecter la présence de cet élément.

De plus on s'aperçoit que pour les essais à vitesse de tirage variable, on constate un enrichissement peu marqué en oxygène et azote pour les différents lingotins analysés. Alors que dans les cas où la vitesse de tirage est fixée et la fréquence varie on observe un léger appauvrissement.

Ce renversement de tendances entre les deux séries d'essais ne semble pas lié au procédé, mais plutôt à la précision des analyses chimiques effectuées. La variation de composition entre le produit élaboré et le matériau initial est suffisamment faible pour être négligée.

En conclusion on peut dire que le procédé de tirage en creuset froid droit permet d'élaborer des matériaux dans des conditions non polluantes , et pour lesquelles les paramètres fréquence et vitesse de tirage n'ont que peu d'influence.



figure III.3 Aspects extérieurs des échantillons I.20 et I.28

III.2.2 - ETAT DE SURFACE DU LINGOT OBTENU

a) Introduction

Une particularité de la technique des 4C est de pouvoir élaborer des lingots de grande taille sans utiliser pour autant un laitier.

Toutefois près de la zone de contact du métal liquide avec le creuset, on constate la présence d'un film constitué d'une poudre fine (2-10 μm) qui peut jouer le rôle de lubrifiant.

Une analyse de cette poudre par diffraction X a montré qu'elle est constituée de l'alliage élaboré. Il semble donc qu'une faible partie du métal en fusion se vaporise, et se cristallise sous forme de billes de très faible diamètre au contact du creuset. On peut aussi avoir dans cette région qui correspond à la zone principale d'injection de puissance, projection de petites particules de métal liquide contre le creuset et formation de cette poudre.

L'absence de laitier oblige à rechercher un point de fonctionnement pour les paramètres fréquence et vitesse de tirage de manière à obtenir un état de surface de bonne qualité.

b) Influence de la fréquence

On s'aperçoit en regardant l'aspect extérieur des échantillons I 17, I 20, I 28 (figures III.2 et III.3), que la diminution de fréquence dans la gamme considérée peut entraîner une dégradation importante de l'état de surface. Deux phénomènes observés expérimentalement semblent être à la base de cette tendance :

- pour des fréquences inférieures à 10 kHz, on observe dès l'apparition de la zone liquide, un battement du dôme qui conduit à un affaissement de ce dernier sur le creuset. On a alors formation d'une "langue" de métal solidifié (illustrée par le haut de l'échantillon I 17 figure III.2), qui crée un frottement supplémentaire lors du tirage du lingot et entraîne la présence de fissures dans l'échantillon.

La fréquence de ce battement visible à l'oeil nu ne semble pas dû au caractère ondulant de la puissance fournie par le générateur, en effet la fréquence de ce phénomène devrait alors être de 300 Hz.

Une autre explication peut être due au fait que pour cette gamme de fréquences, la force de pression magnétique se trouve considérablement augmentée (voir paragraphe optimum de fréquence dans la partie relative au procédé de lévitation), et que toute dissymétrie du système entraîne son instabilité.

- Indépendamment de ce phénomène, il est important de remarquer que la rugosité de l'état de surface augmente avec la diminution de fréquence. Cette tendance est à rapprocher des essais effectués sur des alliages d'aluminium (14) pour des fréquences relativement basses (3 ou 4 khz) . En effet on a pu constater que pour ces conditions d'élaboration et dans le cas des alliages d'aluminium, on a apparition au milieu de chaque secteur de dômes adjacents pour lesquels le brassage est orienté de la périphérie du lingot vers son centre.

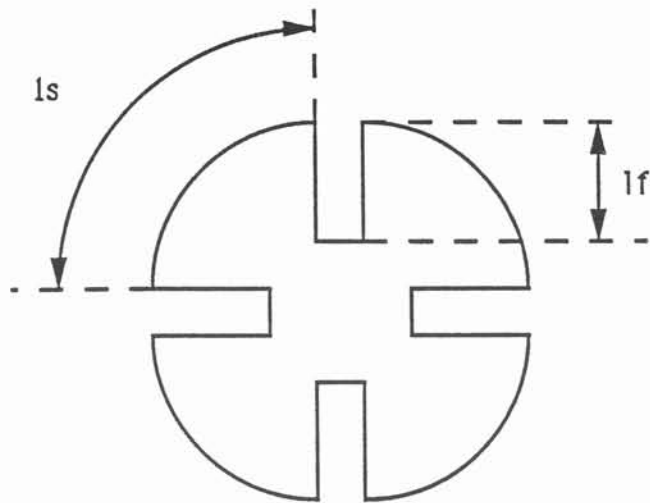


figure III.4 Echelles de longueur de la surface libre déformée

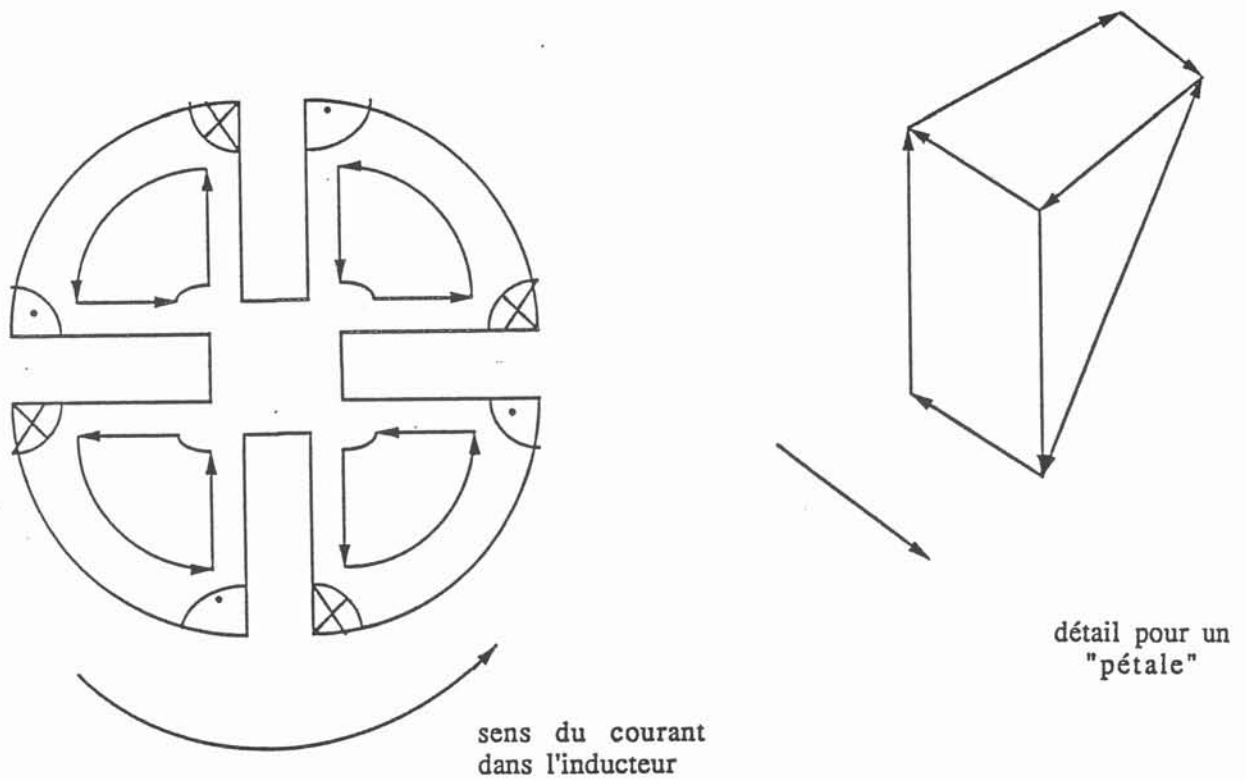


figure III.5 Configuration électrique proposée

Une explication de ce phénomène peut être établie, si l'on reconsidère l'hypothèse d'axisymétrie des courants induits dans la charge, et que l'on examine l'influence du gradient de champ au voisinage des fentes sur la surface libre.

Il est important de remarquer qu'une conséquence de l'existence d'un optimum de fréquence pour le module de la pression magnétique sera une influence plus importante de celle-ci à basse fréquence mais aussi des gradients de champ au voisinage des fentes.

Si l'on considère la déformation de la surface libre due à cette inhomogénéité d'induction magnétique, deux échelles de longueur apparaissent (figure III.4) :

- l_f profondeur des déformations de la charge dues au gradient de champ en regard des fentes. l_f sera d'autant plus grande que $R\omega$ et ρ (masse volumique du métal) sont faibles.

- l_s largeur du secteur.

Il semblerait que lorsque l_f est plus grand que l_s (cas des alliages d'aluminium à basse fréquence), les courants induits perdent dans la zone correspondant au bas du dôme une partie importante de leurs caractères axisymétriques, et que dans chaque "pétale" de la surface libre déformée, ils s'organisent suivant les circuits électriques représentés sur la figure III.5.

La caractéristique essentielle de cette configuration est de donner la possibilité aux courants de se reboucler en surface du dôme dans un même pétale.

Le sens des courants horizontaux est donné par le courant inducteur, alors que la présence et le sens des densités de courants verticales sont dues à l'inclinaison du circuit de rebouclage à la surface du dôme.

Ainsi, il est possible de simuler ce changement de configuration électrique en utilisant le logiciel des "secteurs déroulés" décrit dans la partie relative au procédé de lévitation.

Il est intéressant de comparer la répartition de forces électromagnétiques pour les points M_1 , M_2 et M_3 , obtenues dans le cas d'une hypothèse d'axisymétrie des courants (configuration n° 1, figure III.6), avec le cas des densités se rebouclant dans chaque pétale et perdant totalement leurs caractères axisymétriques (configuration n° 2, figure III.6).

De plus, nous avons considéré le cas de deux inducteurs de hauteur et de nombre de spires très différents. Les résultats obtenus, ainsi que les caractéristiques du calcul sont donnés dans le tableau III.2 ci-dessous. La force sera calculée grâce à la relation :

$$\vec{F} = 1/2 \operatorname{Re} (\vec{j} \wedge \vec{B})$$

Re signifiant partie réelle

\vec{j} étant la densité de courant horizontale ou alors verticale si M appartient à un angle,

\vec{B} le conjugué de l'induction magnétique.

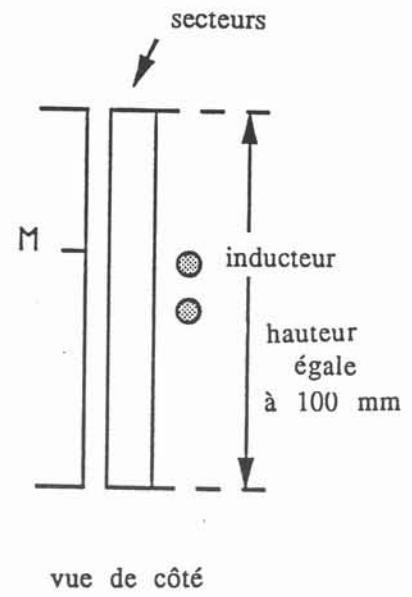
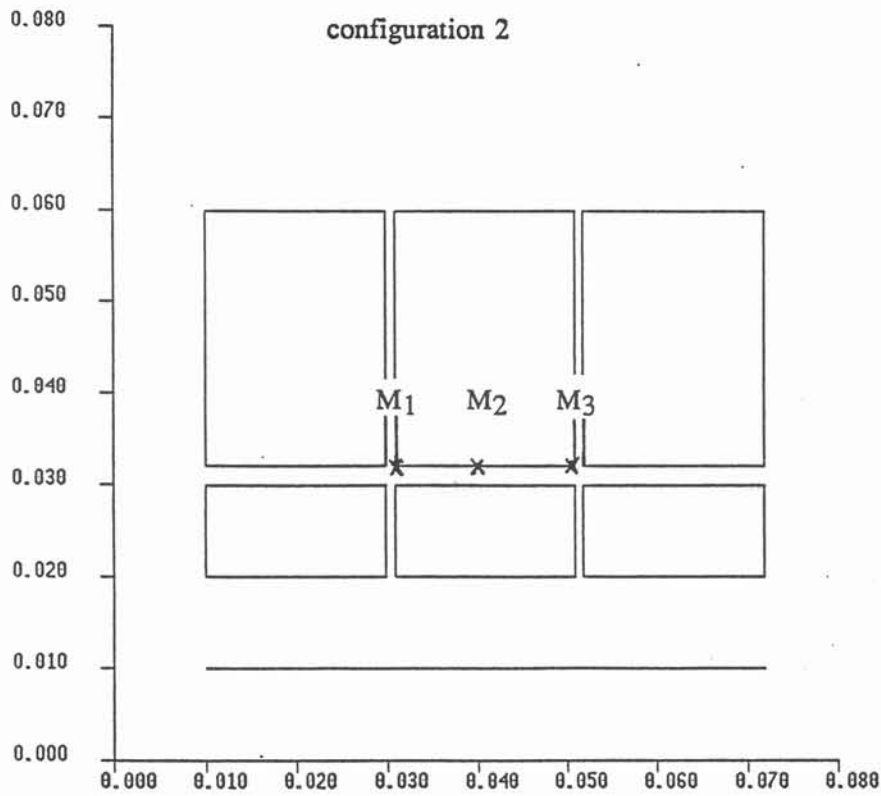
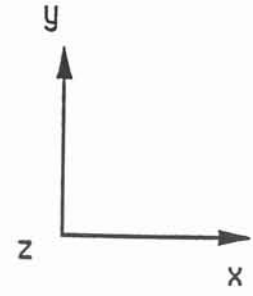
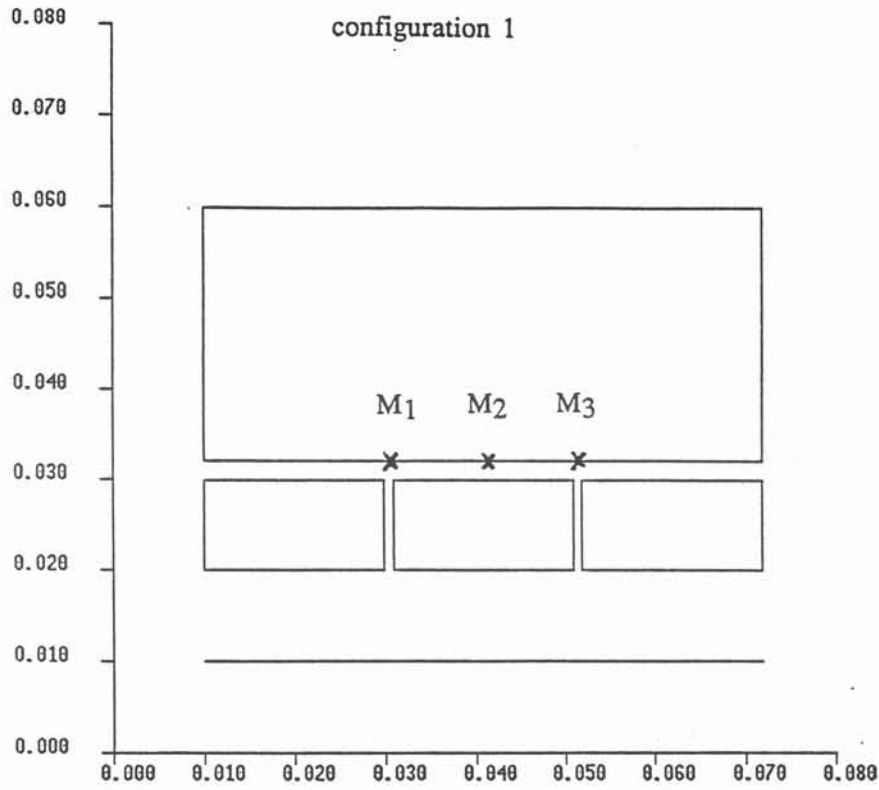


figure III.6 Configurations électriques étudiées

Conductivité électrique des secteurs $5.10^7 \Omega^{-1} m^{-1}$
 Conductivité électrique de la charge $1.10^6 \Omega^{-1} m^{-1}$
 inducteur 1 2 spires hauteur 1 cm
 inducteur 2 8 spires hauteur 7 cm
 fréquence 10000 Hz
 courant inducteur 10 A

| | Configuration 1 | | | Configuration 2 | | | Inducteur |
|-----------------|-----------------|-------|-------|-----------------|------|--------|-----------|
| point considéré | M1 | M2 | M3 | M1 | M2 | M3 | |
| force selon x | 0 | 0 | 0 | 2,28 | | - 2,28 | 1 |
| force selon y | 0,672 | 0,638 | 0,677 | 0 | 0,32 | 0 | 1 |
| force selon z | 0,422 | 0,294 | 0,422 | 0 | 0,19 | 0 | 1 |
| | | | | | | | |
| force selon x | 0 | 0 | 0 | 2,37 | 0 | -2,37 | 2 |
| force selon y | 1,49 | 1,50 | 1,49 | 0 | 1,64 | 0 | 2 |
| force selon z | 0,27 | 0,20 | 0,27 | 0 | 0,23 | 0 | 2 |

tableau III.2 : Calcul des forces électromagnétiques s'exerçant sur la charge

Plusieurs tendances se dégagent de ces résultats :

- on note dans le cas de la configuration 2 la présence de forces orientées selon l'axe x dues à l'interaction des courants verticaux et du champ radial important en face des fentes du creuset.

Ces forces sont confinées dans les arêtes du pétale en face de la fente. En effet c'est dans cette zone que l'on a présence simultanée de densités de courant verticales et d'une composante d'induction radiale particulièrement intenses. Il semble que l'existence de ces forces soit à l'origine des phénomènes de recirculation observée pour les alliages d'aluminium.

On remarque que pour une charge déformée de conductivité électrique proche de celle de l'acier, le module de cette force reste supérieur à la pression magnétique (force selon y).

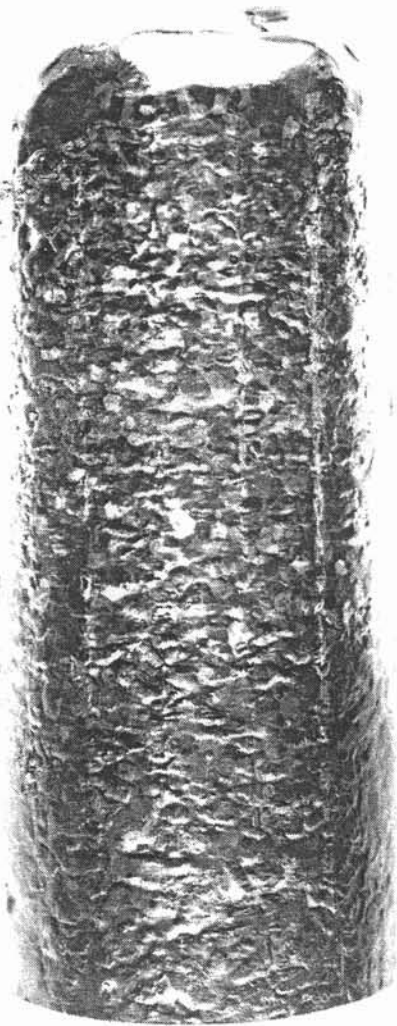
- Il est intéressant de signaler l'influence néfaste de la diminution de la hauteur de l'inducteur qui tend à augmenter le rapport force selon x sur pression magnétique. On remarque que ce nombre est directement proportionnel au rapport des hauteurs des inducteurs.

Il est évident que les tendances dégagées par la perte du caractère axisymétrique des courants, ne sont pas ressenties de façon aussi conséquente pour les alliages de titane que pour ceux à base d'aluminium.

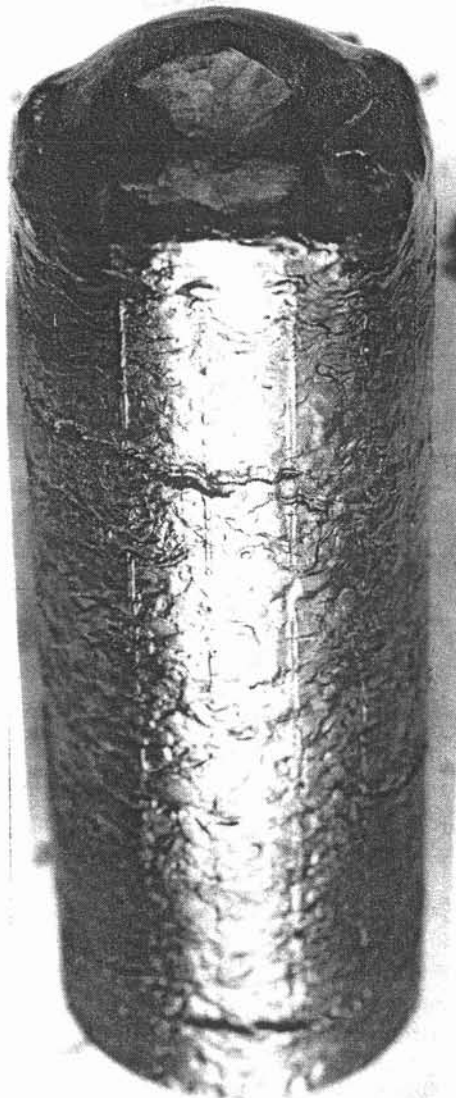
Cependant, il semble que ce phénomène de recirculation soit sous-jacent pour des fréquences inférieures à 10 kHz, et commence donc à créer un mouvement s'opposant au sens de tirage contribuant ainsi à diminuer la qualité de l'état de surface du produit obtenu.

c) Influence de la vitesse de tirage

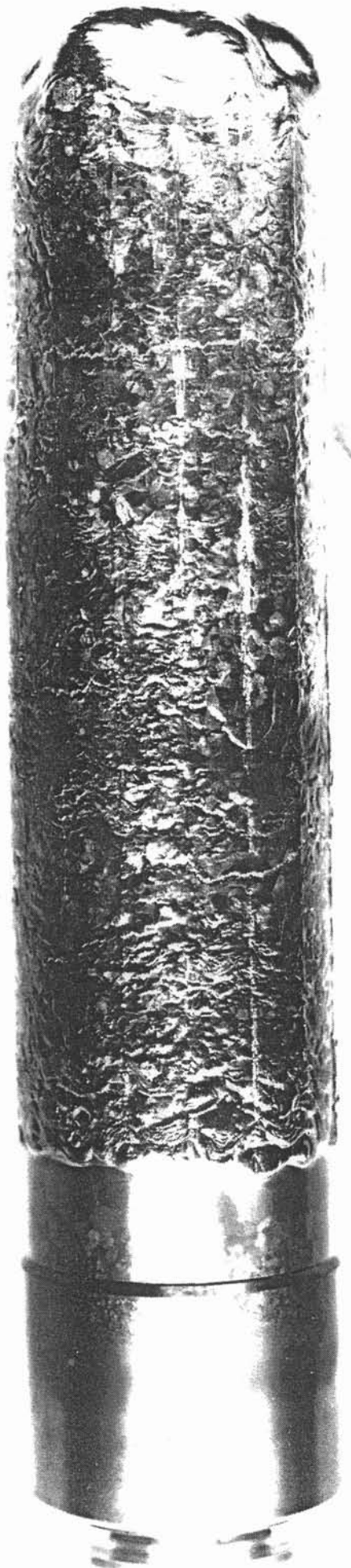
Afin de vérifier qu'une augmentation de la vitesse de tirage n'avait pas un effet négatif sur la qualité de l'état de surface, nous avons effectué des essais pour plusieurs vitesses de tirage et deux valeurs de fréquence.



I.21



I.22



I.19

figure III.7

Aspects extérieurs des échantillons I.19, I.21 et I.22

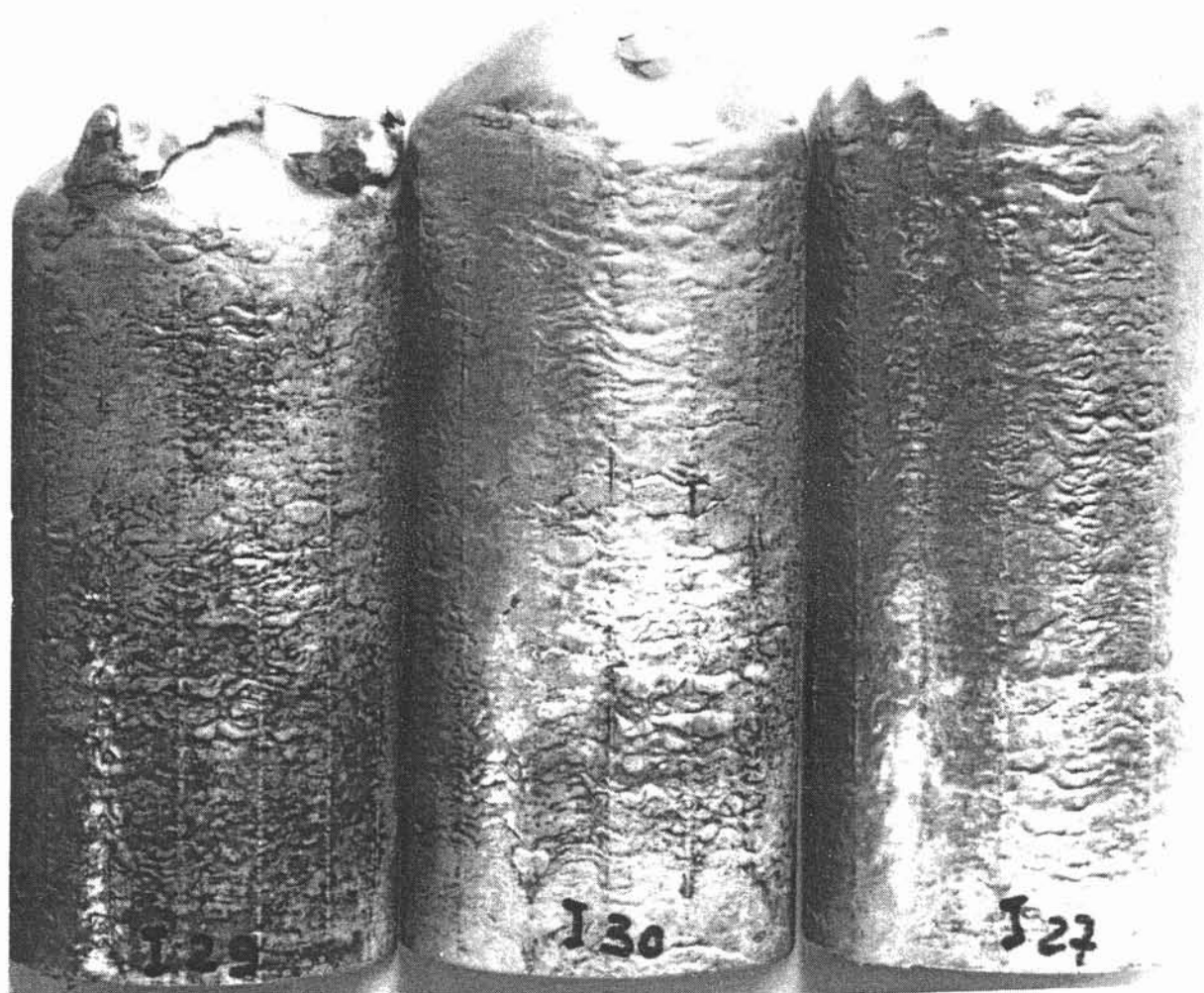


figure III.7 Aspects extérieurs des échantillons I.29, I.30 et I.27

Les caractéristiques de ces essais sont résumées dans le tableau III.3 ci-dessous :

| nom de l'essai | fréquence kHz | vitesse de tirage m/s | puissance pupitre kW | inducteur nombre de spires |
|----------------|---------------|-----------------------|----------------------|----------------------------|
| I 19 | 19 | 1.10^{-4} | 50 | 7 |
| I 21 | 19 | 2.10^{-4} | 49 | 7 |
| I 22 | 19 | 3.10^{-4} | 45 | 7 |
| I 29 | 26 | 1.10^{-4} | 54 | 4 |
| I 30 | 26 | 2.10^{-4} | 56 | 4 |
| I 27 | 26 | 3.10^{-4} | 60 | 4 |

tableau III.3 : Caractéristiques des essais effectués

Les aspects de surface des différents échantillons (figure III.7) montrent que ce paramètre n'a que peu d'influence pour la gamme de vitesses explorée sur la qualité de l'état de surface.

III.2.3 - Macrostructure du produit obtenu

Il est important, afin de dimensionner une installation de fusion en creuset froid, d'avoir des tendances sur les paramètres fréquence, vitesse de tirage et puissance, qui permettent d'obtenir un type de macrostructure correspondant aux caractéristiques souhaitées du matériau élaboré.

Des études récentes (13),(26),(27) dans le cas des alliages d'aluminium ont permis de dégager une certaine hiérarchie dans les paramètres permettant de contrôler la taille des grains.

Il semble que le paramètre le plus influant soit la composition de l'alliage. Celle-ci est essentiellement représentée par l'intervalle de solidification du matériau. Dans le cadre de cette étude nous n'étudierons pas l'influence de ce paramètre, l'objectif de ce travail étant d'examiner les possibilités de la technique des 4 C pour une gamme d'alliages donnée.

Une deuxième grandeur importante sera la connaissance des conditions thermiques du procédé et en particulier la vitesse de refroidissement. En régime permanent, ce paramètre sera égal au produit du gradient thermique par la vitesse de solidification. Dans notre cas il semble que ce soit surtout la puissance injectée dans le système et la vitesse de tirage qui modifieront les conditions thermiques.

En troisième lieu seulement, intervient le brassage électromagnétique existant dans la zone liquide. Il peut avoir une influence sur le gradient thermique dans le liquide au voisinage du front et sur le nombre de germes dans le métal liquide. C'est essentiellement en étudiant les variations de fréquence que l'on pourra approcher l'influence du brassage sur la macrostructure.

III.2.3.1 - Influence de la puissance et de la vitesse de tirage

a) introduction

Il semble qu'au stade actuel de développement du procédé, ce sont surtout les paramètres vitesse de tirage et puissance qui peuvent influencer de façon importante sur les structures de solidification des produits obtenus.

Ainsi, grâce aux résultats obtenus par la modélisation thermique et l'utilisation d'un modèle théorique de transition colonnaire-équiaxe, nous allons pouvoir dégager certaines tendances permettant de comprendre et de contrôler les macrostructures élaborées.

b) Modèle théorique de transition colonnaire-équiaxe

Hunt (15) a proposé une modélisation de la transition colonnaire-équiaxe dans le cas d'une croissance contrainte permanente où le gradient thermique G et la vitesse d'avancée V du front sont imposées. Ce modèle est écrit pour un alliage binaire, mais il ne s'agit pas réellement d'une limitation. Plusieurs hypothèses ont permis la construction de ce modèle :

- le processus de nucléation dépend essentiellement de deux paramètres :

- ΔT_N surfusion au seuil de nucléation hétérogène
- N_0 nombre de sites de nucléation hétérogènes.

- la croissance (équiaxe ou colonnaire) s'opère avec une surfusion qui est fonction de la vitesse d'avancée du front d'après la loi :

$$\Delta T = \left(\frac{8\Gamma\Delta T_H}{D} \right)^{1/2} V^{1/2}$$

avec $\Delta T_H = -m C_0 (1 - k_0)$

où

- m est la pente du liquidus
- k_0 coefficient de distribution
- C_0 composition de l'alliage en soluté
- Γ paramètre de Gibbs Thomson (rapport de l'énergie d'interface solide-liquide sur l'entropie de fusion)
- D coefficient de diffusion dans le liquide

Hunt calcule alors la fraction volumique équiaxe f_e :

$$f_e = \frac{1}{3} \left(\frac{4\pi}{3} \right)^{1/3} \frac{N_0^{1/3}}{G} \left[1 - \left(\frac{\Delta T_N}{\Delta T} \right)^3 \right] \Delta T$$

La structure est considérée comme équiaxe si la fraction volumique f_e est supérieure à $2/3$. Pour f_e inférieur à $1/3$, la structure est alors supposée colonnaire. Entre ces deux valeurs, la structure est mixte. On obtient ainsi une condition de croissance totalement équiaxe sur le gradient thermique.

Il faut $G < 0.617 N_0^{1/3} \left[1 - \left(\frac{\Delta T_N}{\Delta T} \right)^3 \right] \Delta T$

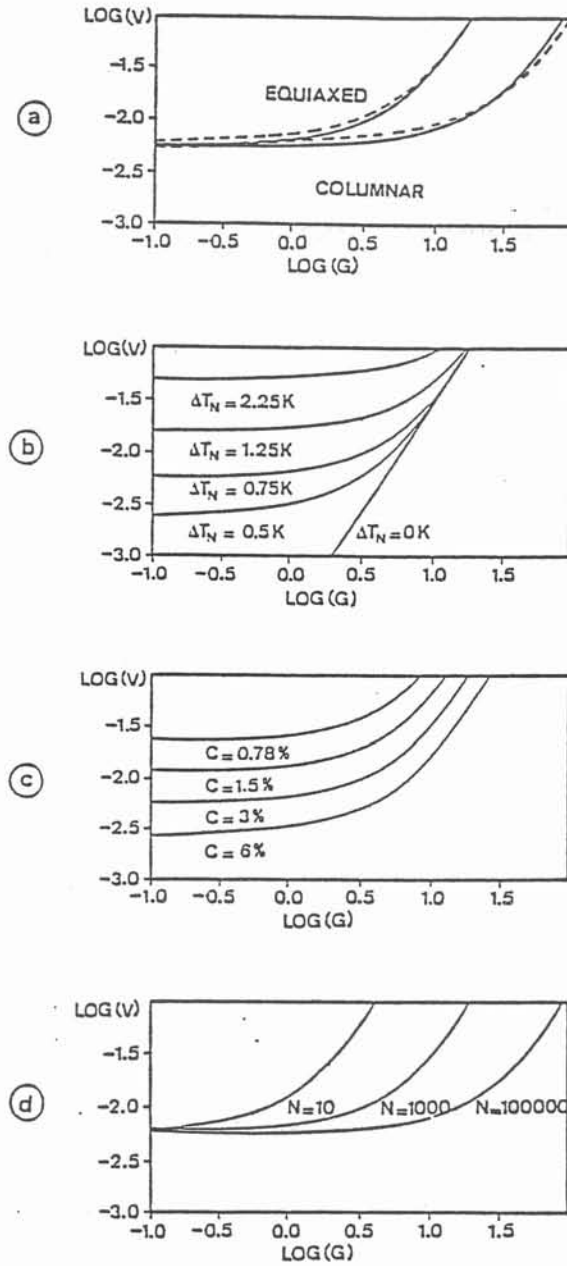


figure III.8 Domaine colonnaire et domaine équiaxe en croissance
contrainte. Courbes calculées pour Al-Cu 3% $\Delta T_N = 0.75^\circ\text{K}$
Hunt (1985)

La structure est complètement colonnaire si :

$$G > 0.617 (100.N_0)^{1/3} \left[1 - \left(\frac{\Delta T_N}{\Delta T} \right)^3 \right] \Delta T$$

Les résultats se présentent alors sous formes de courbes $\log V$ en fonction de $\log G$, où l'on peut distinguer les domaines d'existence des trois types de structure précédemment citées. A titre d'exemple nous avons donné sur la figure III.8. les résultats obtenus par Hunt dans le cas d'un alliage binaire Al-Cu 3%.

c) Application du modèle de Hunt aux alliages de titane

Dans le cas du tirage en creuset froid d'alliages de titane, on peut dire que l'on se trouve dans les conditions définies par Hunt :

- on élabore les matériaux dans le cas du régime permanent.
- le gradient thermique et la vitesse d'avancée du front (pour notre étude celle-ci sera prise égale à la vitesse de tirage) sont imposées.

Dans le calcul de Hunt, la nature de l'alliage est exprimée par le paramètre ΔT_H qui peut être interprété comme l'intervalle de solidification d'un alliage binaire à la composition $k_0 C_0$.

Pour cette étude nous nous plaçons dans le cas d'un alliage ternaire Ti Al 6% V 4% en poids pour lequel nous négligeons les effets nucléants dus à la présence de traces d'autres constituants (fer, étain par exemple).

Afin de transposer la modélisation de Hunt à notre cas nous considérons que l'on a un mélange d'alliages binaires :

Ti-Al et Ti-V.

L'analyse des diagrammes de phases binaires Ti-Al et Ti-V va nous permettre de déterminer le coefficient de distribution et la pente du liquidus relatifs aux deux constituants Al, V. Le vanadium ne ségrègeant que très peu, nous ne considérerons pas l'influence de ce composé.

Le comportement de l'aluminium dans le titane pour une composition de 6% en poids est différent suivant les auteurs consultés :

- ainsi pour (17) il semble que l'aluminium ne ségrège pas dans le titane, on aurait donc un paramètre ΔT_H nul et la structure serait colonnaire quelles que soient les conditions sur le gradient thermique et la vitesse de tirage. Cette affirmation ne semble pas vérifiée par nos résultats expérimentaux et peut donner lieu à deux conclusions :

- le diagramme de phases utilisé est inexact dans la zone considérée.

- l'hypothèse consistant à négliger les effets nucléants d'autres constituants est à revoir.

- pour (18) on a une faible ségrégation de l'aluminium dans le titane qui nous permet d'appliquer la modélisation de Hunt. Nous avons

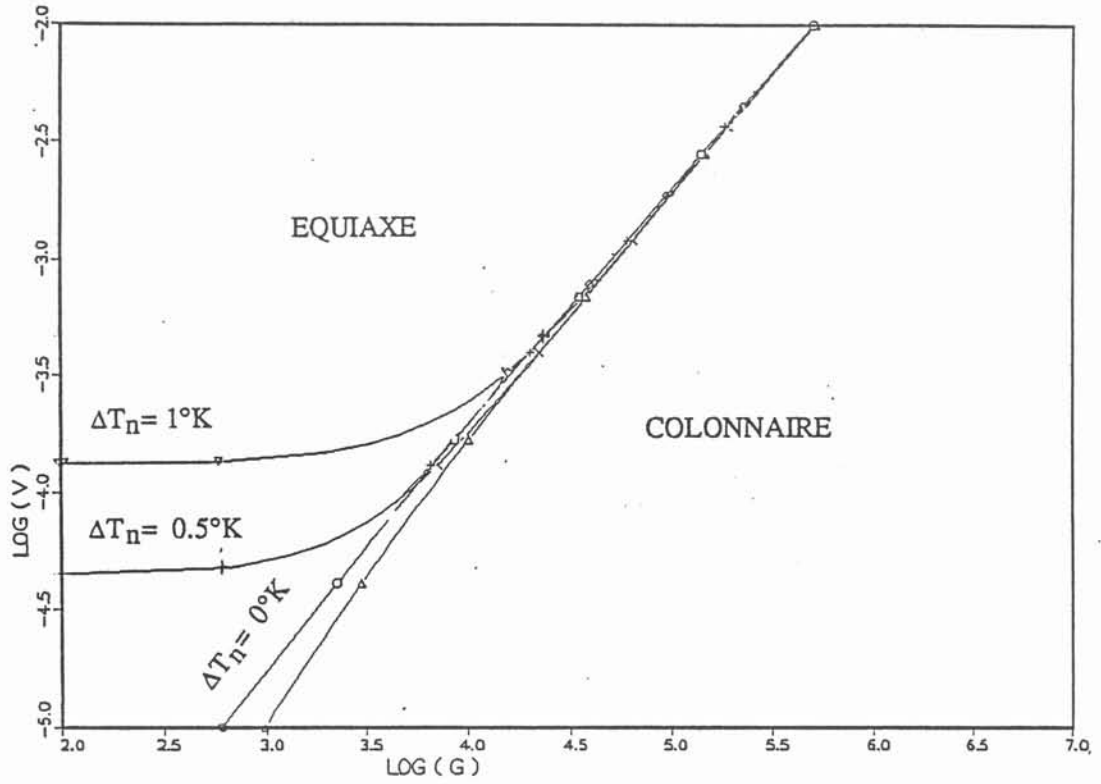


figure III.9 Domaine colonnaire et domaine équiaxe en croissance contrainte dans le cas des alliages de TA6V

rassemblé dans le tableau ci-dessous les résultats calculés, qui permettent de discuter les macrostructures obtenues expérimentalement.

$$m = \text{pente du liquidus} = -1,41$$

$$k_0 = \text{coefficient de distribution} = 0,752$$

$$\text{D'où le paramètre de Hunt } \Delta T_H = 2,1^\circ\text{K}$$

Les valeurs des différents paramètres que nous utiliserons sont :

$$\Gamma = \text{paramètre de Gibbs Thomson} = 1,61 \cdot 10^{-6} \text{ K.m}$$

$$D = \text{coefficient de diffusion de l'aluminium dans le titane} = 10^{-9} \text{ m}^2/\text{s} \text{ (estimation)}$$

$$N_0 = \text{nombre de sites de nucléation hétérogène} = 10^9 \text{ m}^{-3} \text{ (valeur choisie par Hunt)}$$

Afin de pouvoir comparer ces résultats avec ceux obtenus grâce au logiciel de thermique, on calculera les gradients thermiques limites dans le solide grâce à la loi de conservation du flux au front :

$$K_s G_s = K_l G_l + \rho V L_f$$

où K_s ; K_l conductivités thermiques du solide et du liquide (elles sont égales à $39,61 \text{ W/m}^2\text{K}$)

G_s ; G_l gradients thermiques dans le solide et le liquide.

ρ masse volumique ($\rho = 4500 \text{ kg/m}^3$)

V vitesse de tirage

L_f chaleur latente de fusion ($L_f = 436,81 \cdot 10^3 \text{ J/kg}$)

Ainsi on obtient des courbes $\log(V)$ en fonction de $\log(G)$ pour différentes valeurs de surfusion hétérogène ΔT_N (figure III.9). On remarque que le domaine dit de structure mixte est quasi-inexistant pour $\Delta T_N = 0,5$ et 1°K . L'existence de cette zone est masquée par le fait que l'on raisonne à partir du gradient thermique dans le solide. Cela permet d'expliquer les différences d'allure entre les courbes (figure III.9) et celles calculées par Hunt.

Il est intéressant de remarquer que pour la gamme de vitesses de tirage utilisées expérimentalement (supérieures à $1 \cdot 10^{-4} \text{ m/s}$), l'utilisation du modèle de Hunt montre que le paramètre ΔT_N a peu d'influence sur le type de macrostructure. En effet les variations de ΔT_N affectent des valeurs de vitesse de tirage non utilisées expérimentalement.

Cette remarque nous conduit à penser que la présence de traces d'autres constituants dans l'alliage n'aura une influence sur la macrostructure que par l'intermédiaire du nombre de sites de nucléation hétérogène. On peut s'attendre à observer une diminution de la taille des grains et non à un changement de type de macrostructure.

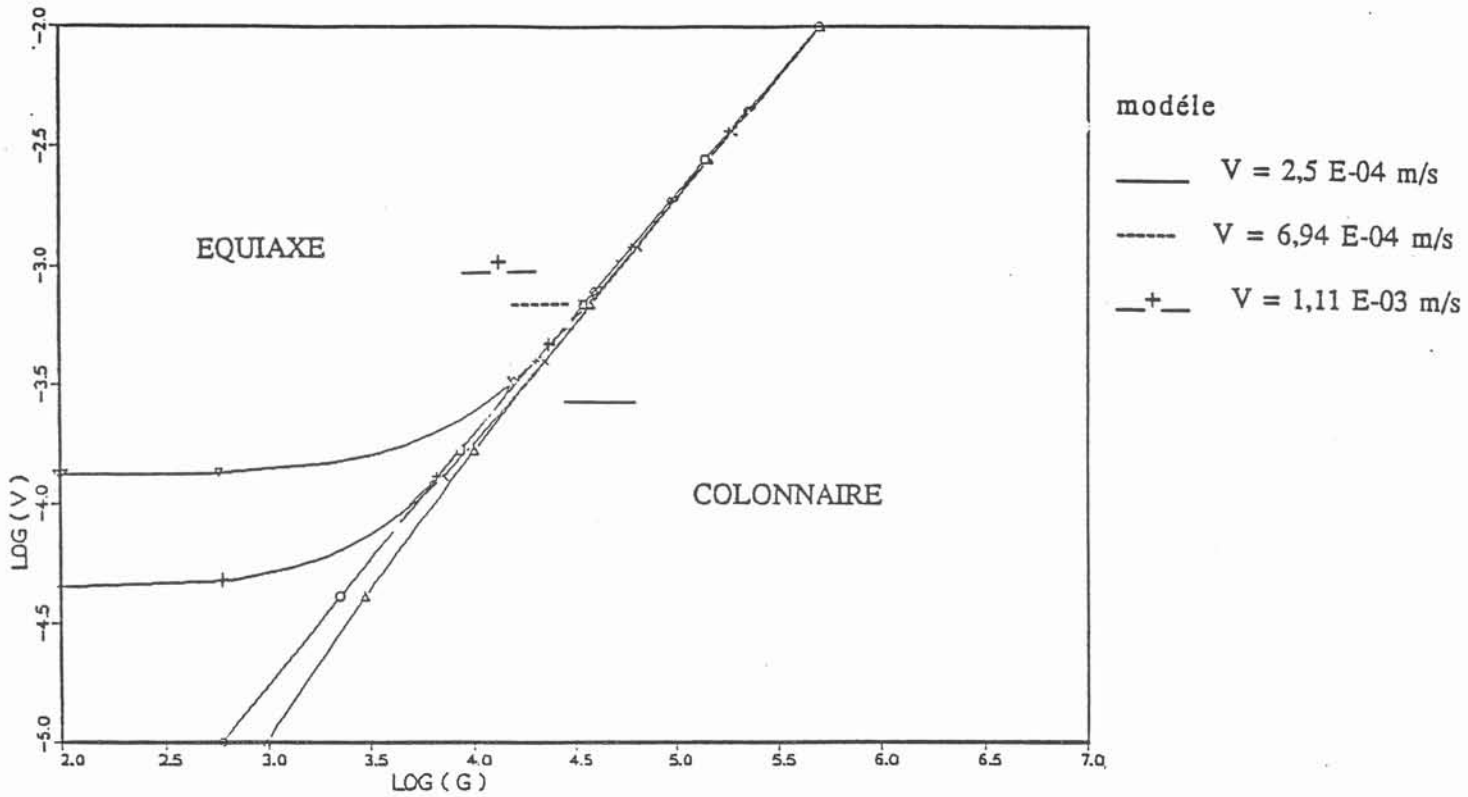


figure III.10 Cas de l'installation diamètre 60 mm

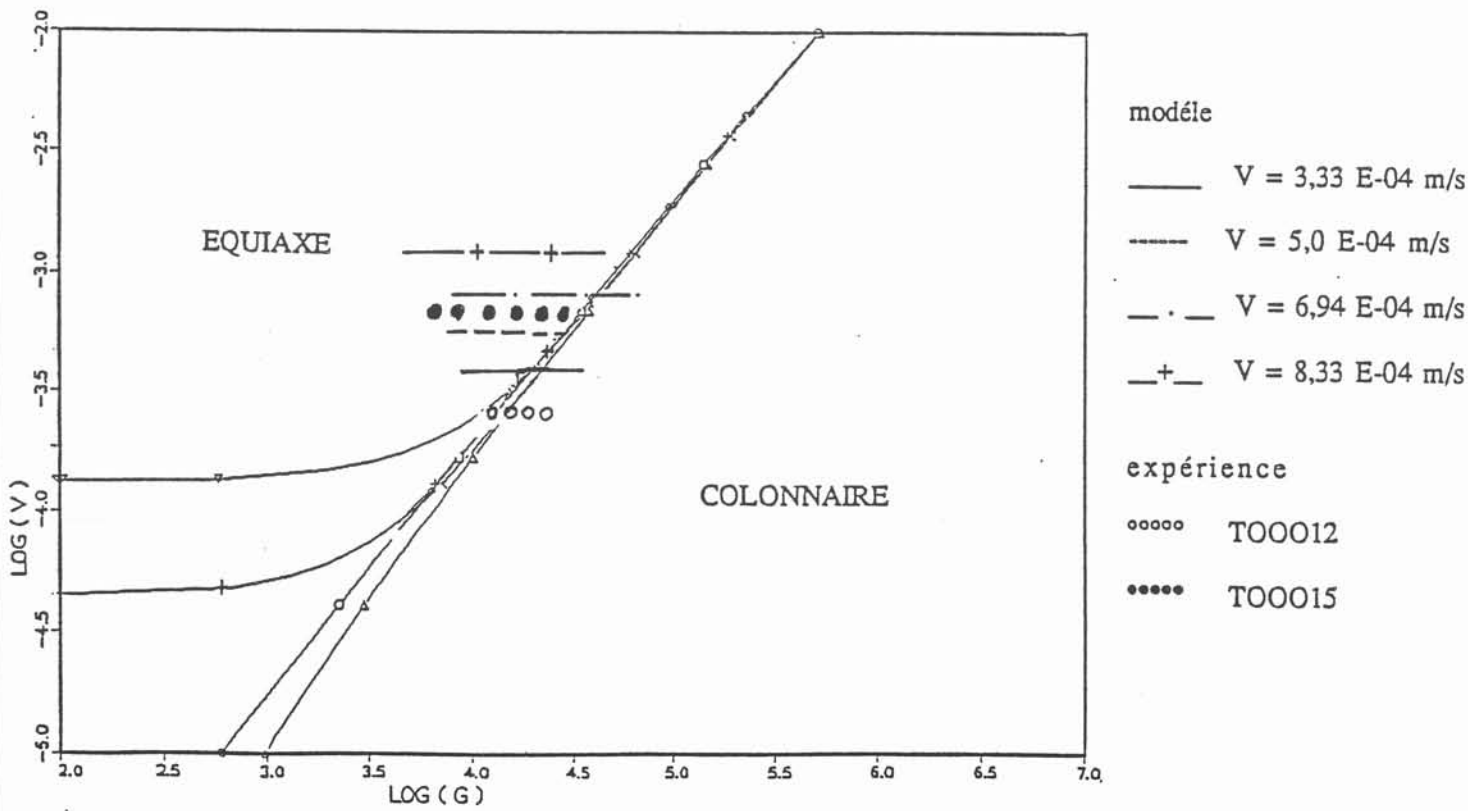


figure III.12 Cas de l'installation diamètre 100 mm

* cas de l'installation de diamètre 60 mm

Sur la figure III.10 nous avons reporté les points correspondants aux cas étudiés grâce au logiciel de thermique pour la détermination de la vitesse maximale de tirage à puissance donnée. On constate que pour des valeurs de vitesses inférieures à 3.10^{-4} m/s (valeur maximum atteinte expérimentalement), on obtiendra des gradients thermiques tels que la structure du lingot ne puisse être que colonnaire.

Ce résultat est partiellement validé par les différents essais effectués dans cette gamme de vitesse (figure III.11 macrostructures échantillons I 19, I 21, I 22).

Cependant l'utilisation couplée du logiciel de thermique et du modèle de Hunt peut nous permettre de dégager des ordres de grandeurs pour la vitesse et la puissance, qui conduirait alors à une structure equiaxe.

Il serait souhaitable d'élaborer des produits avec des paramètres vitesse de tirage et puissance vérifiant :

$$V > 6,94.10^{-4} \text{ m.s}^{-1} \text{ et } P > 64 \text{ kw}$$

Le stade actuel de développement du dispositif expérimental ne nous a pas permis de vérifier ces valeurs.

* cas de l'installation de diamètre 100 mm

De même que pour l'installation de diamètre 60 mm nous avons reporté sur la figure III.12 les points correspondants aux cas étudiés grâce au logiciel de thermique pour la détermination de la vitesse maximale de tirage.

On constate que pour des vitesses supérieures à 5.10^{-4} m.s⁻¹ il est alors possible d'obtenir des structures équiaxes. Cette remarque permet de montrer que l'augmentation de taille permet d'obtenir des macrostructures équiaxes dans des conditions d'élaboration (puissance et vitesse de tirage) expérimentalement accessibles.

Pour deux lingots de compositions chimiques identiques et dont les caractéristiques de fusion sont données dans le tableau III.4 ci-dessous nous avons comparé les résultats obtenus grâce à la modélisation et les macrostructures expérimentales (figure III.13)

| | lingot 1 | lingot 2 |
|-------------------|--------------------|--------------------|
| nom | T0012 | T0015 |
| puissance pupitre | 100 kw | 185 kw |
| vitesse de tirage | $1,72.10^{-4}$ m/s | $6,27.10^{-4}$ m/s |

tableau III.4 : Caractéristiques des essais effectués

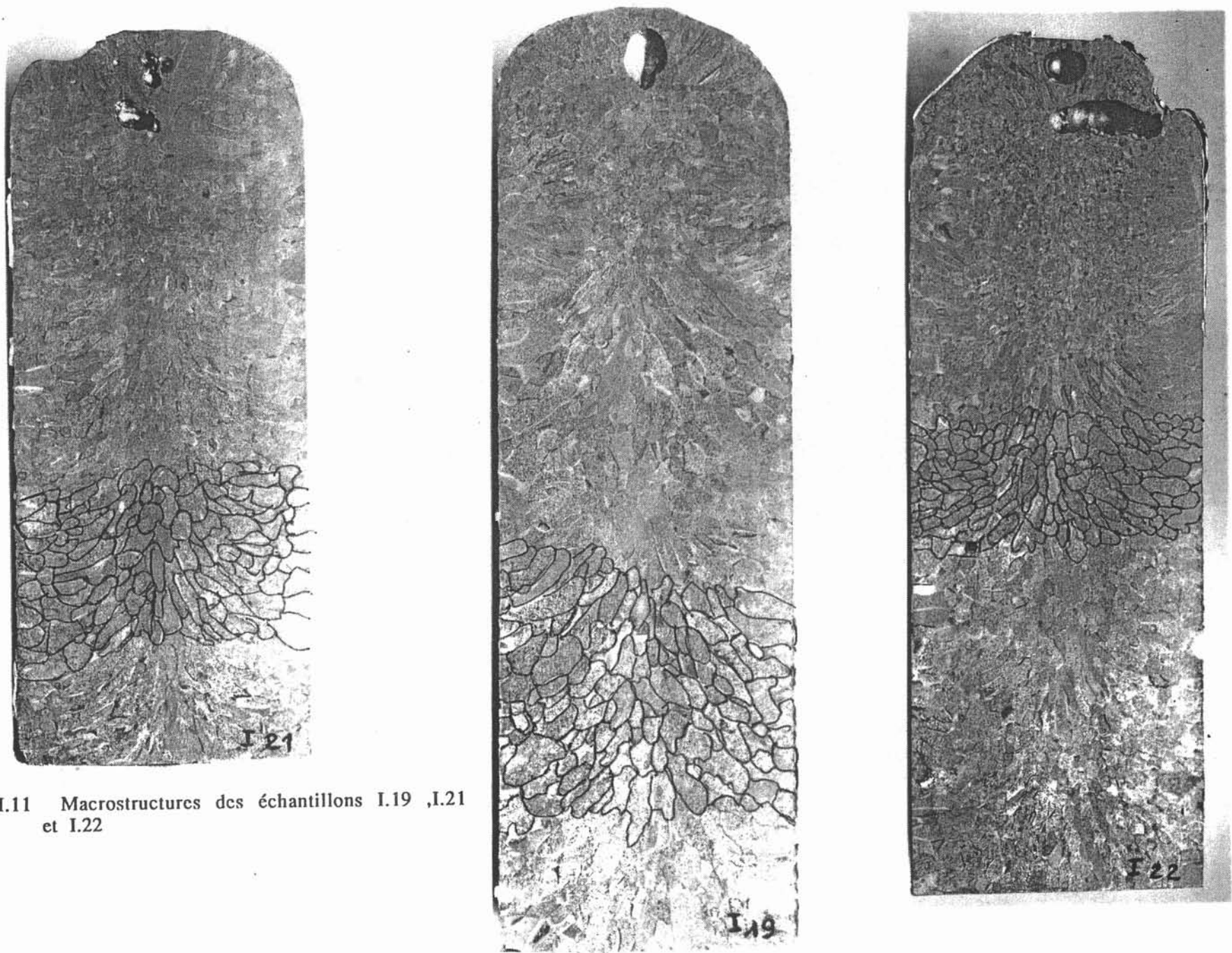


figure III.11 Macrostructures des échantillons I.19 ,I.21
et I.22

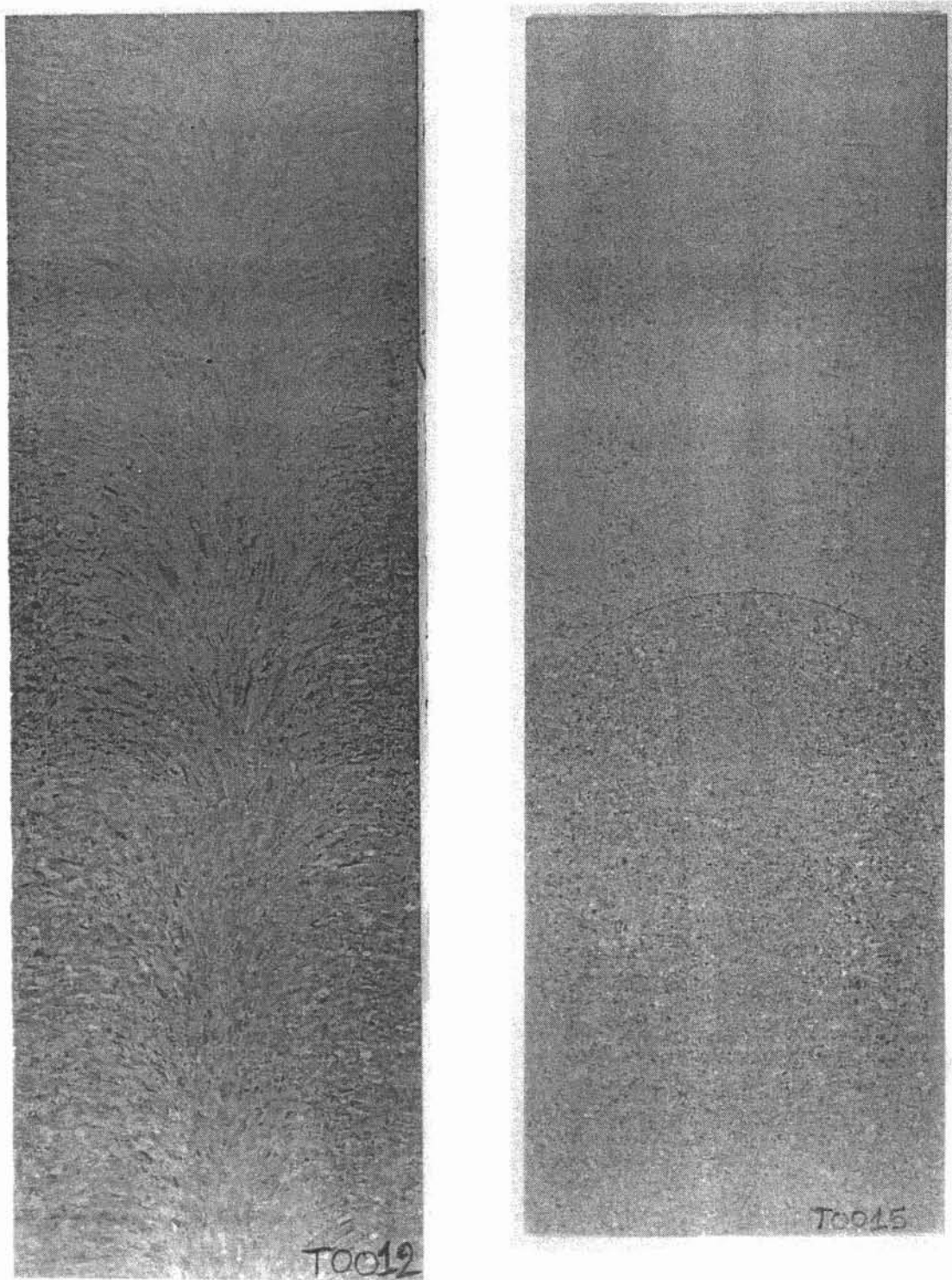


figure III.13 Macrostructures des échantillons TOOO12 et TOOO15

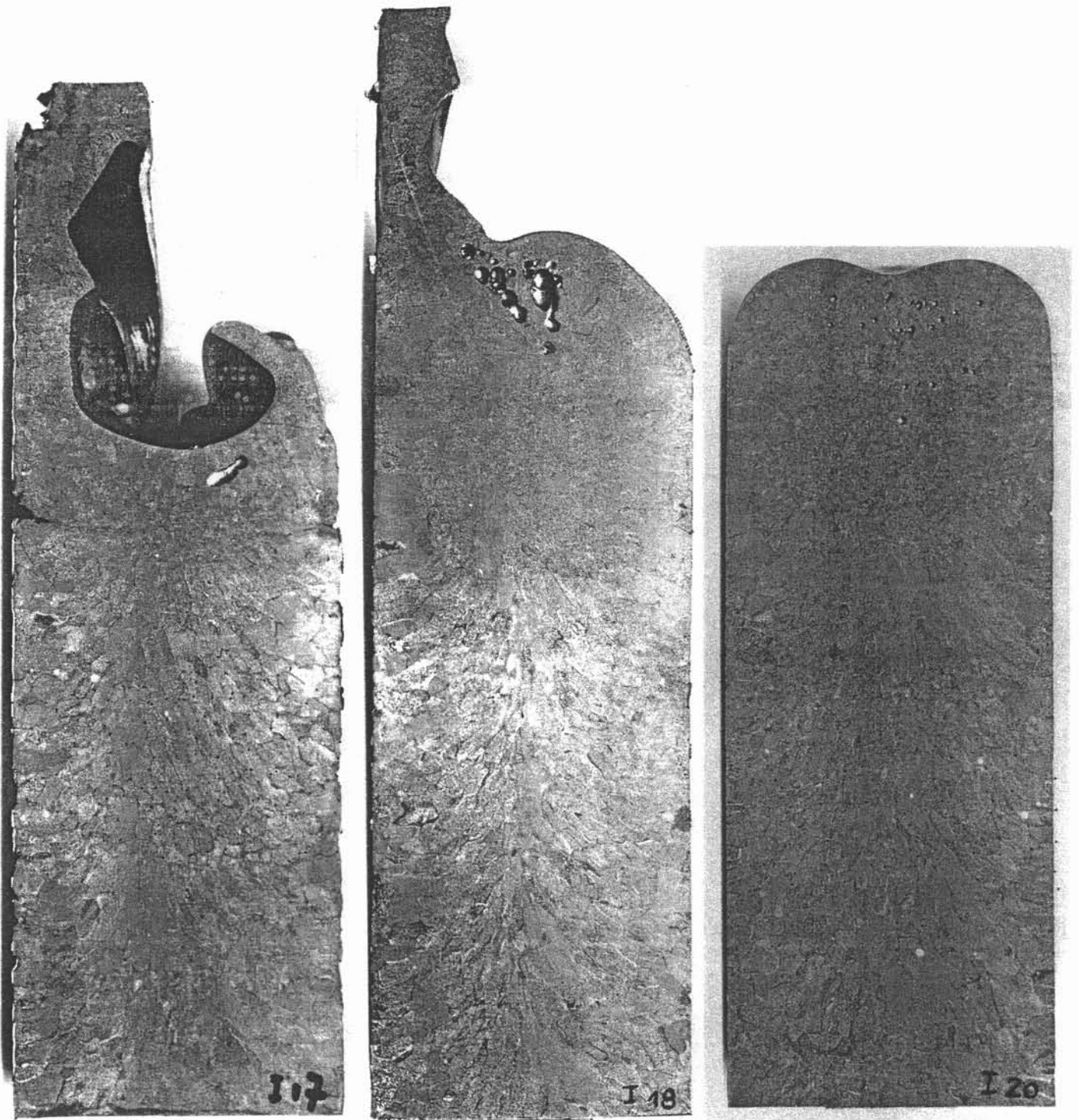


figure III.14 Macrostructures des échantillons I.17, I.18 et I.20

Le logiciel de thermique nous a permis d'obtenir les gradients thermiques dans le solide regroupés dans le tableau III.4:

| | gradient thermique sur l'axe | gradient thermique sur le bord |
|----------|---------------------------------|-----------------------------------|
| lingot 1 | $73,9.10^2$ K/m | $218,67.10^2$ K/m |
| lingot 2 | $45,1.10^2$ K/m | $218,67.10^2$ K/m |

tableau III.4 : Gradients thermiques obtenus dans le solide

Si l'on place ces points sur la figure III.12 on remarque que la modélisation conduit à penser que le lingot 1 aura une structure totalement colonnaire, alors que le lingot 2 aura une macrostructure equiaxe. Ces résultats sont validés par l'observation des macrostructures.

d) Conclusion

Il apparait clairement que l'utilisation couplée du logiciel de thermique et du modèle de Hunt peut permettre un meilleur contrôle des structures métallurgiques.

Ainsi dans le cas de l'installation de diamètre 60 mm nous avons pu dégager des conditions simples permettant l'obtention d'une structure équiaxe.

L'étude de l'installation de diamètre 100 mm nous a permis de constater les bienfaits que pouvait apporter l'augmentation de taille du creuset.

Cependant plusieurs points sont à développer :

- dans le cas des alliages de titane il serait nécessaire de vérifier le diagramme de phases Ti-Al.

- vérifier après modifications de l'installation de diamètre 60 mm les résultats obtenus au niveau des conditions d'obtention d'une structure équiaxe.

- de façon générale affiner la connaissance des conditions de refroidissement, en sortie du creuset, de manière à modéliser de façon plus rigoureuse le gradient thermique sur le bord. Il semble que cette étude surestime celui-ci.

III.2.3.2 - Influence de la fréquence

Des études expérimentales (16) ont montré l'influence considérable de la fréquence sur le brassage turbulent dans les fours à induction. Ainsi, dans le cas d'une géométrie cylindrique (rayon 100 mm, hauteur 140 mm) et pour un métal entièrement liquide (le mercure à température ambiante), qui est soumis à un champ magnétique alternatif, on a pu constater deux régimes de brassage différents :

- un régime basse fréquence où l'amplitude des vitesses est fonction croissante de R_ω ,
- un régime haute fréquence où l'amplitude décroît avec R_ω .

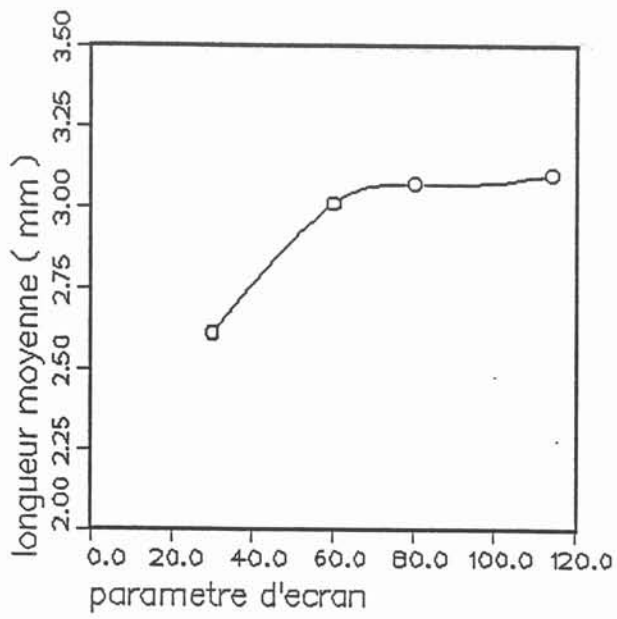


figure III.15 Variation de la longueur moyenne d'intersection en fonction du paramètre d'écran

La transition entre ces deux régimes se situe aux environs de R_{ω} égal à 30, le module de la vitesse passant alors par un maximum. Afin d'extrapoler ce résultat au cadre de notre étude, il est important de comparer les conditions aux limites utilisées par (16) et celles propres à notre géométrie :

- le front solide-liquide est simulé par le fond plat de la cuve à mercure, alors qu'il prend une forme parabolique dans le cas de la fusion en creuset froid.

- La forme de la surface libre reste inchangée au cours des variations de fréquence.

Cette dernière hypothèse n'est pas vérifiée dans le cas de la fusion en creuset froid, car il est fort probable que des changements de surface libre entraînent des modifications au niveau des configurations d'écoulement (phénomène qui n'intervenait pas dans le cas du four à mercure).

Il nous a paru intéressant d'étudier les macrostructures des produits élaborés dans des conditions de fréquence telles que R_{ω} soit proche de 30. Nous avons pu mesurer grâce à une méthode classique par intersection, la longueur moyenne d'intersection pour les échantillons I 17, I 18, I 20 et I 28 dont les conditions d'élaboration ont été précédemment définies. Les macrostructures et les résultats sont présentés respectivement sur les figures III.14 et III.15.

Des essais supplémentaires n'ont pu être effectués à une valeur de R_{ω} inférieure à 30 à cause de l'instabilité du dôme observée pour ces fréquences. L'étude de la courbe figure III.15 semble nous montrer l'existence de deux domaines distincts :

- pour des valeurs de R_{ω} inférieures à 60, le brassage dans la zone liquide commence à influencer sur la taille des grains de solidification, on constate que la variation de dimension est de seulement 10%.

- pour des valeurs de R_{ω} supérieures à 60, il semble que ce soit la thermique du procédé qui régit le type de macrostructure. La modification de fréquence, et donc la variation de l'intensité de brassage n'ont que peu d'influence sur la taille des grains.

L'interprétation de ces quelques résultats nous montre qu'il peut être intéressant de travailler à basse fréquence, car le brassage a alors une influence sur la structure de solidification.

Cependant si pour des raisons de stabilité ou de déformations préjudiciables de la surface libre, il se révèle nécessaire d'élaborer des produits pour R_{ω} supérieur à 60, le choix de la fréquence sera alors dicté par la recherche d'un rendement électrique optimum, la fréquence n'ayant alors que peu d'influence sur la macrostructure.

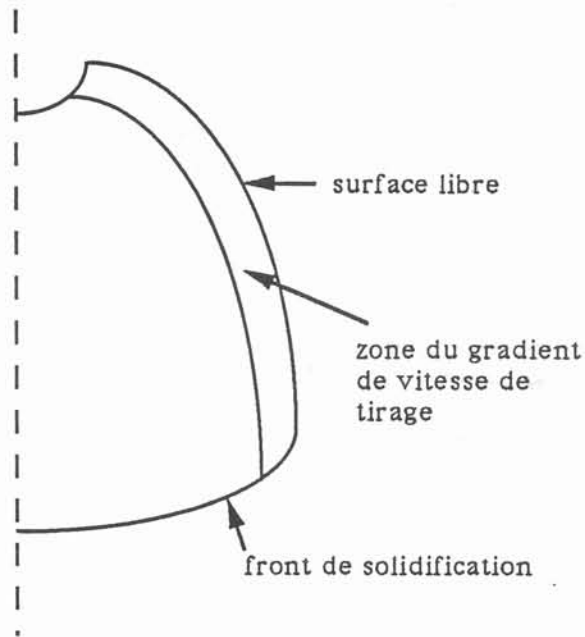


figure III.16 Zone du gradient de vitesse de tirage

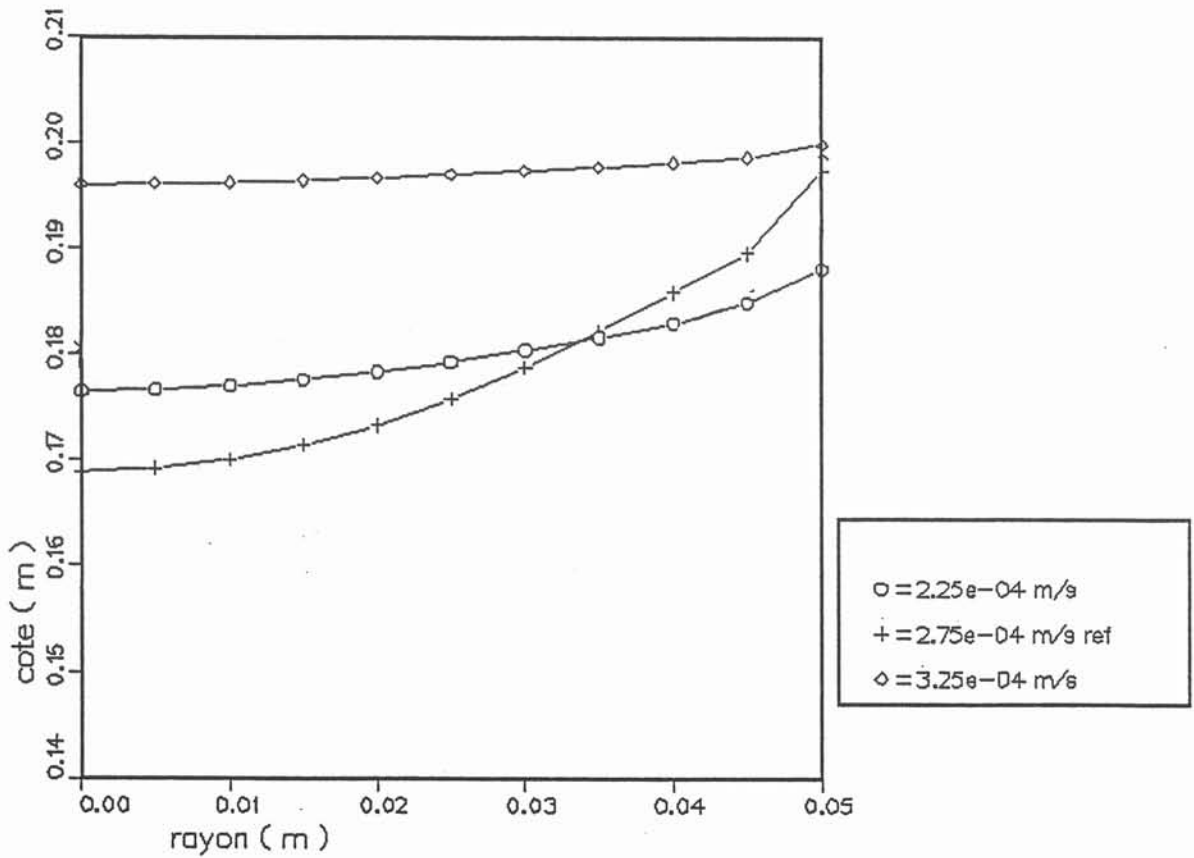


figure III.17 Les différentes formes de front obtenues

III.2.4- INFLUENCE SUR LA MACROSTRUCTURE DE LA MODIFICATION DU FLUX D'APPORT DES COPEAUX

* Introduction

En cours d'expérimentation, différentes anomalies peuvent introduire une modification ponctuelle de l'alimentation :

- pour une fréquence et un couple vitesse-puissance mal ajustés, on peut avoir formation à la périphérie du lingot de langues solides qui gênent la fusion des copeaux et créent ainsi une croûte solide à la surface du dôme. Après un certain laps de temps et la réduction du flux d'apport, on a fusion de cette gangue et l'hypothèse de tirage en régime permanent se trouve alors à nouveau vérifiée.

- d'autre part il est très difficile de réguler mécaniquement le flux d'apport des copeaux. On a alors des fluctuations de ce dernier autour d'une valeur moyenne.

On se propose en gardant l'hypothèse de tirage en régime permanent et en supposant les variations de volume négligeables d'étudier l'influence de la variation du flux d'apport sur les gradients thermiques.

* Utilisation du logiciel

Pour le cas de référence dont les conditions d'élaboration sont données dans le tableau III.5 ci-dessous, on va supposer l'existence d'un gradient linéaire de vitesse de déplacement du domaine dans une zone d'épaisseur réduite interface entre les copeaux et la zone liquide (voir figure III.16).

Numériquement on a supposé que dans la rangée d'éléments d'intégration touchant l'interface entre la zone liquide et l'atmosphère, il existait un gradient linéaire normal à la surface, entre la vitesse d'apport des copeaux et la vitesse de tirage.

| | vitesse de tirage (m/s) | vitesse d'apport (m/s) | puissance pupitre (kw) |
|---------------|----------------------------|---------------------------|---------------------------|
| cas référence | $2,75.10^{-4}$ | $2,75.10^{-4}$ | 102 |
| cas 1 | $2,75.10^{-4}$ | $2,25.10^{-4}$ | 95 |
| cas 2 | $2,75.10^{-4}$ | $3,25.10^{-4}$ | 106 |

tableau III.5 : Caractéristiques des essais modélisés

On se placera dans le cas de l'installation de diamètre 100 mm à une fréquence de 7 kHz. Le code de calcul nous a permis de déterminer la forme du front ainsi que les gradients thermiques dans le solide sur l'axe et la périphérie du lingot (figure III.17 et tableau III.6)

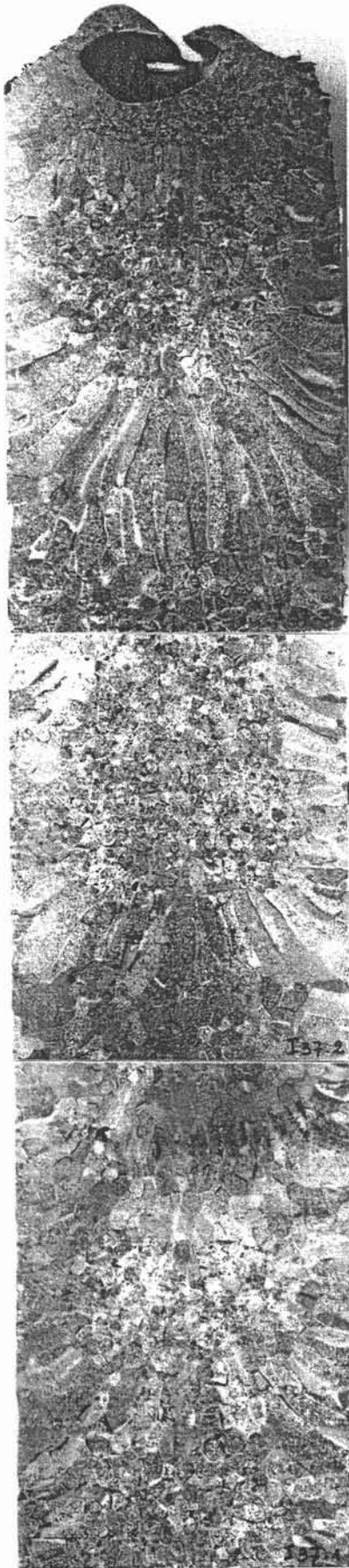


figure III.18 Macrostructure du produit obtenu

| | gradient thermique °K/m | |
|---------------|-------------------------|------------|
| | axe | périphérie |
| cas référence | 78,7 | 285,7 |
| cas 1 | 95,7 | 285,7 |
| cas 2 | 72,3 | 285,7 |

tableau III.6 : Gradients thermiques obtenus dans le solide

* Interprétation des résultats

Les différentes formes de front obtenues expérimentalement peuvent s'expliquer grâce au raisonnement suivant:

- pour une vitesse d'apport de copeaux plus faible que la vitesse de tirage, on va avoir une augmentation de la surchauffe du bain liquide. Le système va réagir de façon à minimiser cette énergie supplémentaire, ce qui va entraîner un déplacement du noeud triple de façon à réduire la surchauffe du bain. Le lingot va donc s'éloigner de l'inducteur afin de diminuer la puissance injectée dans la charge. On obtiendra ainsi un front plan.

- pour une vitesse d'apport de copeaux plus élevée que la vitesse de tirage, la présence d'une quantité supplémentaire de matière froide à fondre tendra à diminuer la surchauffe du bain liquide. On observera une remontée du point triple ainsi qu'un front plan.

Grâce à l'étude menée pour l'installation de diamètre 100 mm et l'utilisation du modèle de Hunt il est possible de donner des tendances pour la macrostructure de ces différents cas.

Ainsi pour le cas 2 et le cas référence on tend vers une structure équiaxe au centre du lingot (cette surface s'agrandira si le flux d'apport de copeaux augmente) et une zone colonnaire sur les bords. Le cas 1 tend vers une structure complètement colonnaire.

Ces résultats semblent validés par la macrostructure d'un lingot élaboré (figure III.18) dans le cas du premier scénario de l'introduction et avec les mêmes paramètres expérimentaux que le cas référence. En effet le haut du lingot correspond au moment où la croûte solide du dôme fond et où donc le flux d'apport de matière est plus important que la vitesse de tirage, on remarque bien la présence d'une zone équiaxe.

La partie colonnaire du lingot précédant cette zone correspond au temps pendant lequel le système de distribution des copeaux se remet à fonctionner, on a alors une augmentation progressive du flux d'apport.

* Conclusion.

Le logiciel nous a permis de montrer que dans un cas critique (c'est à dire où l'on est proche d'une structure complètement colonnaire), les fluctuations dues à l'alimentation pouvaient avoir des conséquences très néfastes sur la macrostructure du produit.

III.3 - CONCLUSION

La comparaison des résultats métallurgiques expérimentaux dégagées par le logiciel de thermique couplé avec le modèle de solidification montre qu'il existe un bon accord entre la modélisation et l'expérience.

Ainsi l'exploitation du logiciel nous a permis de dégager quelques aspects importants relatifs à la fusion en creuset froid droit :

- dans le cadre d'une hypothèse de tirage en régime permanent (en l'absence d'une zone solide au sommet du dôme ou alors sans variations trop importantes du flux d'apport en copeaux ...), il semble que l'on ne puisse pas obtenir des puits de solidification de profondeurs supérieures à 1,5 fois le rayon de la charge dans la gamme de vitesses et de puissance explorées.

- l'augmentation de taille du creuset peut permettre dans le cas des alliages de titane d'obtenir une structure équiaxe et cela pour un couple vitesse-puissance raisonnable.

Ainsi nous avons pu dégager des conditions pour la vitesse de tirage et la puissance à fournir au système permettant de mieux contrôler la structure métallurgique résultante.

CHAPITRE 4

IV. CREUSET RECTANGULAIRE

IV.1- INTRODUCTION

L'élaboration en creuset froid droit cylindrique ayant permis d'obtenir de très bons résultats, il est intéressant d'envisager l'élaboration de lingots à sections carrées ou de plaques en utilisant des creusets de section rectangulaire. On éviterait ainsi certaines phases d'usinage qui créent un surplus important de matière à recycler, ainsi que des phases coûteuses de laminage.

La difficulté essentielle dans la conception d'un creuset froid droit rectangulaire est liée à la présence d'angles. Ceux-ci peuvent entraîner une concentration locale de densités de courants verticales d'amplitudes importantes. De plus l'interaction dans ces zones entre un champ magnétique et des courants verticaux crée des forces de répulsion importantes tendant à endommager de façon irréversible l'état de surface du produit au niveau de ses angles.

Nous avons donc choisi de construire un outil de calcul simple permettant de dégager les tendances générales pour la construction d'un inducteur ; l'objectif étant d'obtenir une répartition relativement homogène des densités de courant dans la charge.

IV.2 - MODELISATION

IV.2.1 -DESCRIPTION DU PROBLEME A RESOUDRE

Les installations constituées d'un inducteur, d'un creuset sectorisé de section rectangulaire et d'une charge ne peuvent être décrites qu'à partie d'une géométrie tridimensionnelle.

De plus la gamme de fréquences utilisées ($f > 5 \text{ khz}$) ainsi que la nature des matériaux constituant le creuset (cuivre) et la charge (métal conducteur: titane, aciers ...) conduit le champ magnétique à pénétrer faiblement dans ces matériaux suivant une épaisseur appelée peau électromagnétique (figure IV.1).

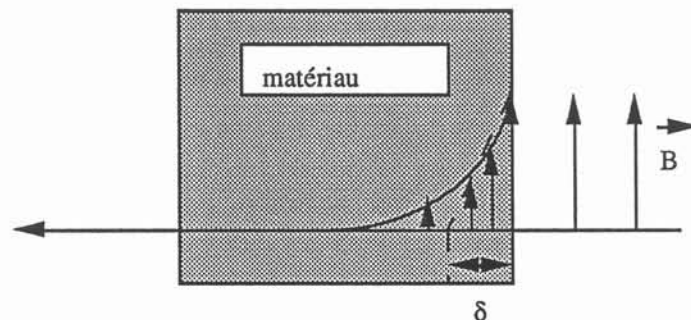


figure IV.1 Décroissance exponentielle

L'utilisation de la technique des éléments finis pour modéliser de telles installations nécessiterait un maillage devant être très fin dans l'épaisseur de peau électromagnétique, le nombre d'éléments d'intégration à prendre en compte serait alors trop élevé.

De même les méthodes de types intégrales de surface se trouvent inadaptées car elles ont été essentiellement développées dans le cadre d'une hypothèse d'épaisseur de peau nulle .

Nous avons donc choisi de construire un modèle basé sur la prise en compte de l'interaction des divers courants entre eux, le maillage se limitant aux parties électriquement actives.

L'objectif de cette modélisation étant de dégager des tendances qualitatives pour la conception d'un inducteur, nous avons choisi de n'étudier que l'interaction tri-dimensionnelle d'une charge rectangulaire et d'un inducteur filiforme.

IV.2.2 - PRINCIPE DE LA METHODE UTILISEE

Le modèle que nous avons développé permet de calculer la répartition des densités de courant et du potentiel électrique dans la charge. Il est basé sur quatre équations:

$$\vec{J} = -\sigma \text{grad} V - \sigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} \quad (1)$$

$$\vec{A} = \frac{\mu_0}{4\pi} \iiint \frac{\vec{J}}{R} dv \quad (2)$$

$$\text{div } \vec{J} = 0 \quad (3)$$

$$\int \text{grad} V d\vec{l} = 0 \quad (4)$$

où :

J est la densité de courant

V le potentiel électrique

\vec{A} le potentiel vecteur

σ conductivité électrique du matériau

R distance du conducteur au point de calcul de \vec{A}

μ_0 perméabilité magnétique du vide

t le temps

L'équation (1) représente l'interaction entre courants, celle ci est obtenue à partir de la définition des potentiels et de la loi d'Ohm. La relation (2) permet de calculer le potentiel vecteur à partir de la loi de Biot et Savart.

Le principe de la méthode consistera à discrétiser la charge en éléments de courant, ce qui permettra d'écrire les équations (1),(3) et (4) sur chacun d'entre eux afin d'obtenir un système constitué des densités de courant et des différences de potentiel pour chaque élément.

Les conditions de fonctionnement (fréquence, résistivité) nous permettent de nous placer dans le cadre de l'hypothèse de fine épaisseur de peau électromagnétique. De plus étant donné le caractère alternatif du courant inducteur toutes les grandeurs seront traitées à présent en notation complexe. L'induction magnétique $B(x)$ à l'intérieur du matériau peut alors s'exprimer en fonction de la valeur à la surface B_0 grâce à une loi de décroissance exponentielle:

$$B(x) = B_0 \exp(-(1+i)x/\delta) \quad \text{où } \delta = \sqrt{\frac{2}{\mu\sigma\omega}}$$

μ perméabilité magnétique du matériau
 ω pulsation de l'induction magnétique
 δ épaisseur de peau électromagnétique
 x distance à la surface suivant la normale

Dans le cas de la fine épaisseur de peau, on montre que la densité de courant peut s'exprimer en fonction de la densité de courant J_0 à la surface, soit :

$$J(x) = J_0 \exp(1+i)x/\delta$$

Le potentiel vecteur sera donc exprimé à l'aide des densités de courant en surface.

IV.2.3 - MAILLAGE UTILISE

Une particularité de la méthode que nous utilisons est de permettre de résoudre le problème posé en n'utilisant qu'un maillage surfacique; celui-ci permettant d'imposer la direction des densités de courant.

De plus, compte tenu de la géométrie que nous étudions, nous ne calculerons les courants que dans un quart de la charge (figure IV.2). On supposera que la charge et l'inducteur sont symétriques par rapport aux plans (xOz) et (yOz).

Nous supposerons que les courants induits sur les faces horizontales supérieures et inférieures sont suffisamment faibles pour être négligés.

Le type de découpage utilisé pour la charge est représenté figure IV.3, il comporte les particularités suivantes :

- Les courants verticaux peuvent exister sur les deux faces de la charge.
- Le maillage des deux faces peut être choisi indépendamment, seul le pas de maille reste constant sur une même face.
- Compte tenu des symétries utilisées on remarque l'existence d'une demie-maille sur chaque face.

L'inducteur sera décrit à partir de segments filiformes.

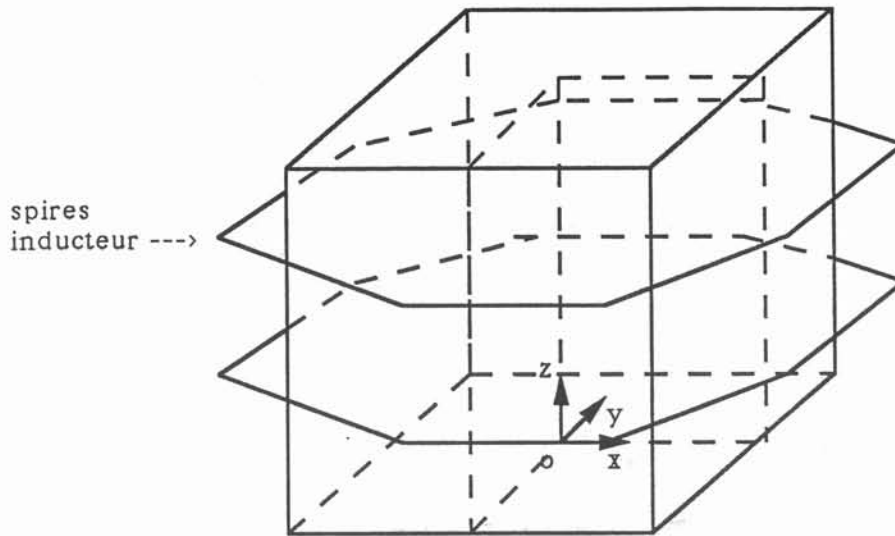
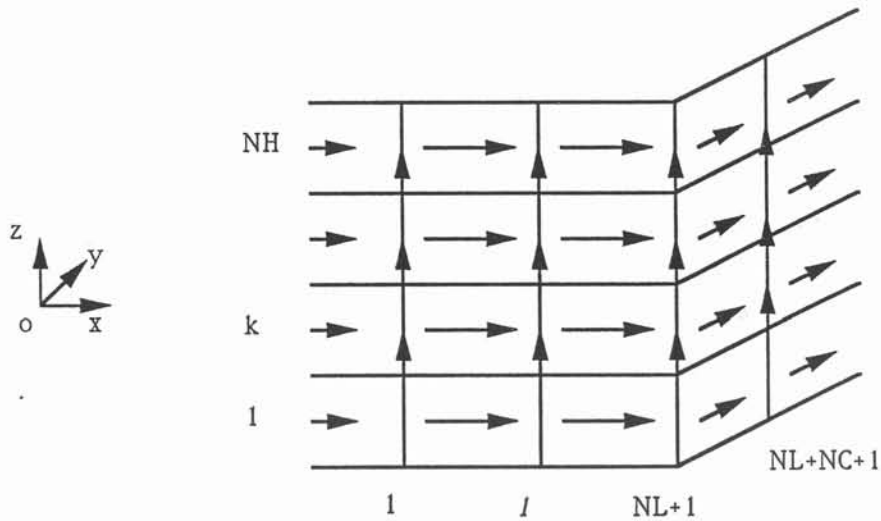


figure IV.2 Géométrie étudiée



k indice de "tranche" horizontale k variant de 1 à NH
 l indice de "tranche" verticale l variant de 1 à NC+NL+1
 NL nombre de "tranches" verticales selon x
 NC nombre de "tranches" verticales selon y

figure IV.3 Maillage et notations utilisées

IV.2.4 - MISE EN EQUATIONS ET RESOLUTION

Le maillage choisi assimile la charge à un réseau de courants, les relations (3) et (4) correspondant aux lois des réseaux de Kirchoff, lois des noeuds et lois des mailles.

a) Lois des mailles

Pour écrire les différentes équations nous utiliserons les notations illustrées par la figure IV.3 .

* loi des mailles verticales

Pour chaque maille verticale on aura :

$$\Delta U_H(k,l) - \Delta U_H(k+1,l) - \Delta U_V(k,l) + \Delta U_V(k,l+1) = 0$$

avec k variant de 1 à NH -1
l variant de 2 à NL + NC

ΔU_H différence de potentiel aux bornes des éléments de courants horizontaux

ΔU_V différence de potentiel aux bornes des éléments de courants verticaux

On remarque que compte tenu des symétries du système, l'écriture de cette relation pour les demi-mailles conduit à l'égalité entre elles des différences de potentiel pour la première et la dernière colonne, soit :

$$\Delta U_H(1,1) = \Delta U_H(2,1) = \dots = \Delta U_H(k,l) = \dots = \Delta U_H(NH,1)$$

et

$$\Delta U_H(1, NC+NL+2) = \Delta U_H(2, NC+NL+2) = \dots = \Delta U_H(k, NC+NL+2) = \dots = \Delta U_H(NH, NC+NL+2)$$

k variant de 1 à NH.

* Loi des mailles horizontales

Nous n'écrirons qu'une seule loi des mailles horizontales pour k égal à 1, on aura :

$$\Delta U_H(1,1) + 2 \cdot \sum_{j=2}^{NC+NL+1} \Delta U_H(1,j) + \Delta U_H(1,NC+NL+2) = 0$$

Les autres lois des mailles horizontales se déduisent par combinaison linéaire de la relation ci-dessus et des lois des mailles verticales.

b) Loi des noeuds

La discrétisation de la charge autorisant la présence de courants verticaux, il faut affecter à chacun d'entre eux une section de passage. Celles-ci ont été choisies en fonction de la position de la densité de courant.

Si elle se situe : - sur l'angle on aura alors

$$S_V = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\delta^2}{2}$$

- sur une face on aura alors

$$S_V = \pi \frac{\delta^2}{2}$$

S_V section de passage d'une densité de courant verticale.

De même, on utilisera la rotation suivante :

$$S_H = \delta h$$

S_H section de passage d'une bande de courants horizontaux

h hauteur de la spire.

Ainsi pour le cas général, on écrira la relation:

$$J_H(k,l) S_H - J_H(k,l+1) S_H + J_V(k,l) S_V - J_V(k+1,l) S_V = 0$$

k variant de 2 à $NH - 1$

l variant de 1 à $NC + NL + 1$

J_H densité de courant aux bornes des éléments de courants horizontaux

J_V densité de courant aux bornes des éléments de courants verticaux

Pour $k = 1$ on a

$$J_H(k,l) S_H - J_H(k,l+1) S_H - J_V(k+1,l) S_V = 0$$

Pour $k = NH$ on a

$$J_H(k,l) S_H - J_H(k,l+1) S_H + J_V(k,l) S_V = 0$$

c) Ecriture des lois d'Ohm

On a la relation suivante :

$$\vec{j} = -\sigma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t} - \sigma \text{grad} V$$

* Calcul de gradient du potentiel scalaire

Ce terme est calculé de la façon suivante :

$$\vec{\text{grad}}V = \frac{\Delta V}{\Delta l} \vec{t}$$

où ΔV représente la différence de potentiel entre les extrémités de la maille

Δl longueur de la maille

\vec{t} représente le vecteur directeur affecté à un élément de courant

* Calcul du potentiel vecteur

Le potentiel vecteur est de la forme :

$$\vec{A} = \vec{A} \exp i\omega t$$

ainsi sa dérivée par rapport au temps s'exprime de la façon simple :

$$\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = i\omega \vec{A}$$

Il est facile de calculer le potentiel vecteur créé par une distribution de densités de courant grâce à la loi de Biot et Savart. On peut calculer le potentiel vecteur créé au point M par un courant I porté par un segment limité par les points t_1 et t_2 représenté sur la figure IV.4, on a le potentiel vecteur au point M:

$$\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} \vec{t}$$

$(t_2 - t_0)$, $(t_1 - t_0)$ représentent la distance algébrique entre la projection orthogonale de M sur la droite portée par le segment et t_2 ou t_1 .

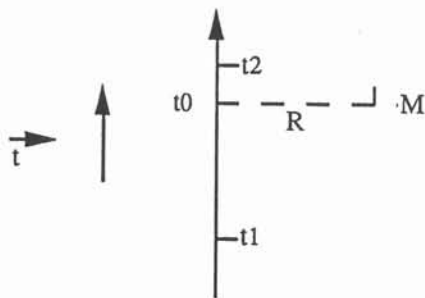


figure IV.4 Calcul du potentiel vecteur créé par un segment rectiligne

Cette expression n'étant valable que pour un élément filiforme, il convient de calculer le potentiel-vecteur créé par une bande de courant. Nous faisons l'hypothèse que cette bande est constituée d'une juxtaposition de segments rectilignes élémentaires parcourus d'une densité de courant supposée constante sur toute la maille. Soit dI l'intensité circulant dans un segment.

on a :

$$d\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 dI}{4\pi} \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} \vec{t}$$

dI est reliée à la densité de courant à la surface J_0 par l'expression (figure IV.5) :

$$dI = J_0 \exp - \frac{(1+i)n}{\delta} dn dh$$

où n est la distance suivant la normale d'un point du matériau à la surface

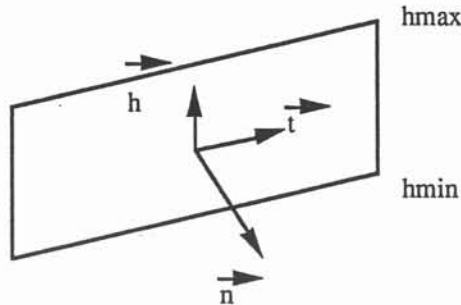


figure IV.5 Calcul du potentiel vecteur créé par une bande de courant

$$I = \iint J_0 \exp - \left(\frac{1+i}{\delta} \right) n \, dn \, dh$$

$$\text{soit : } \vec{A}(M) = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \iint \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} \exp - \left(\frac{1+i}{\delta} \right) n \, dn \, dh$$

Or l'épaisseur de peau électromagnétique étant petite, on peut dire que l'exponentielle décroît plus vite que la fonction, il est donc possible de séparer l'intégrale.

$$\begin{aligned} & \iint \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} \exp - \left(\frac{1+i}{\delta} \right) n \, dn \, dh \\ &= \int_{hmin}^{hmax} \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} dh \int_{\omega}^0 \exp - \left(\frac{1+i}{\delta} \right) n \, dn \, dh \end{aligned}$$

$$= \frac{\delta}{1+i} \int_{hmin}^{hmax} \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} dh$$

on obtient donc :

$$\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} \int_{hmin}^{hmax} \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} dh \vec{t}$$

$$\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} \int_{hmin}^{hmax} f(t_2, t_1, h) dh \vec{t}$$

f étant calculée numériquement par une méthode de Gauss.

* écriture des lois d'Ohm.

Pour une densité de courant j_m associée à une bande ou à un segment rectiligne, on a la relation suivante.

$$j_m \vec{t_m} = -\sigma \frac{\Delta V_m}{\Delta l} \vec{t_m} - j\omega \sum_n a(j_n) \vec{t_n}$$

La somme sur l'indice n indique que l'on considère la totalité des interactions dues à des bandes ou segments ayant un vecteur directeur non orthogonal à $\vec{t_m}$.

IV.2.5 - RESOLUTION DU SYSTEME

Le système est donc constitué des lois d'Ohm qui représentent $NH.(NL+NC+2)$ pour les densités de courant horizontales, $(NH-1).(NL+NC+1)$ pour les densités de courant verticales. On a 2. $(NH-1)$ relations dues au ddp des premières et dernières colonnes, $(NL+NC).$ $(NH-1)$ lois des mailles verticales, 1 loi des mailles horizontales et $NH.$ $(NL+NC+1)$ loi des noeuds.

On a donc un système composé de 2 [$NH. (2 NL+2NC+3) - (NL+NC+1)$] inconnues qui sont les $\Delta U_H, \Delta U_V, J_H$ et J_V , respectivement, différences de potentiels horizontales, verticales, densités de courants horizontales et verticales.

Ce système est résolu par une méthode classique de Gauss avec recherche du pivot maximum.

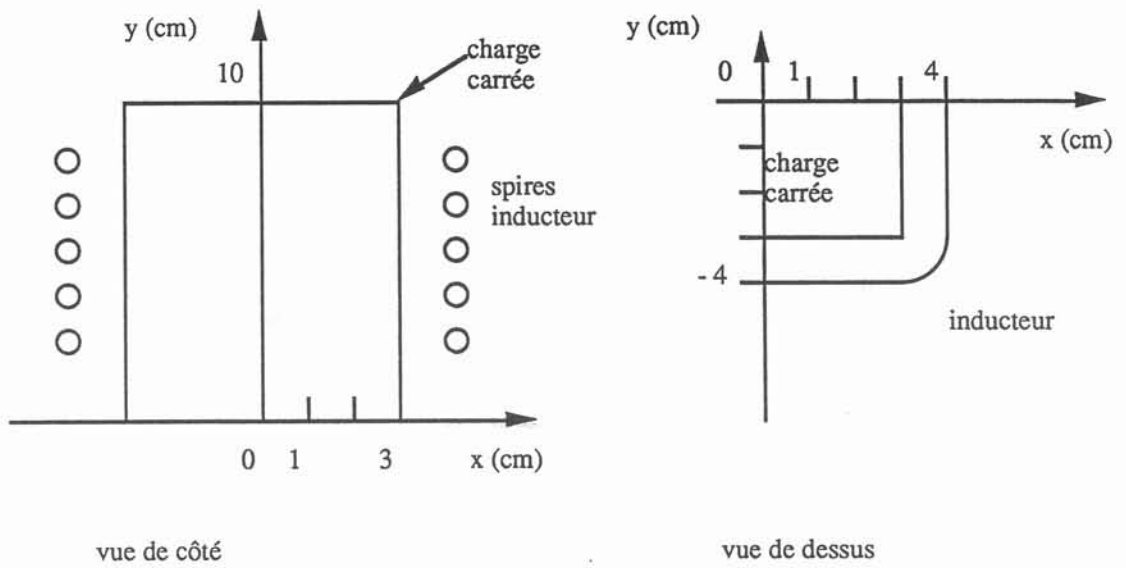


figure IV.6 Géométrie de la charge carrée

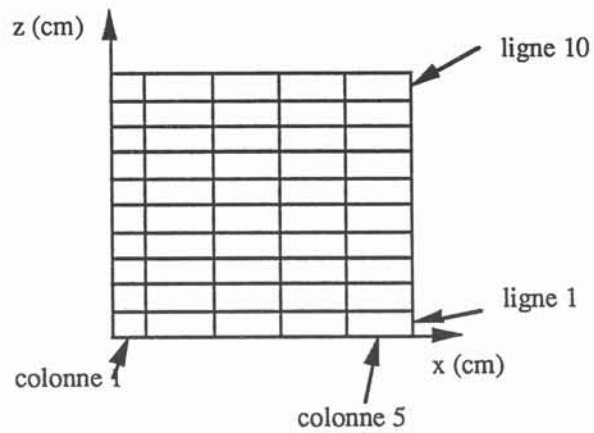


figure IV.7 Maillage utilisé

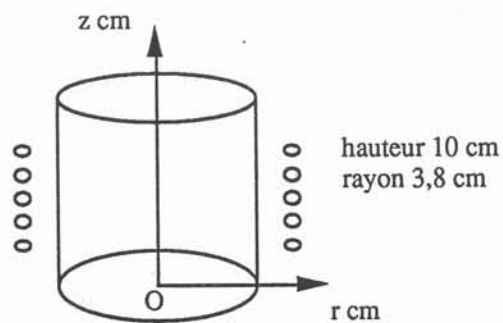


figure IV.8 Géométrie du cylindre équivalent étudié grâce au logiciel "SOCRATE"

IV.3 - UTILISATION DU LOGICIEL

IV.3.1 - CAS DU CREUSET CARRE

a) Introduction

Pour certaines applications métallurgiques, l'élaboration en creuset froid droit de produits carrés peut s'avérer très judicieux.

Dans ce paragraphe, nous montrerons que la charge carrée a un comportement tout à fait particulier du point de vue électromagnétique, et qu'il sera possible de faire une analogie assez forte avec une charge cylindrique. Cela nous permettra de valider pour ce cas particulier le logiciel en comparant les résultats obtenus avec le code de calcul "SOCRATE".

b) Analogie avec une charge cylindrique

Les caractéristiques électriques ainsi que la géométrie prise en compte par le calcul sont décrites dans la figure IV.6 et le tableau ci-dessous :

| | |
|---|--|
| conductivité électrique de la charge | $5.10^7 \Omega^{-1} m^{-1}$ |
| courant inducteur | 1000 A |
| fréquence | 20 kHz |
| maillage utilisé (figure IV.7) | NH = 10 spires horizontales NL = NC = 4 spires verticales |

L'inducteur a été choisi de telle façon que la distance entre les spires de l'inducteur et la charge soit constante et égale à 1 cm. En raison des symétries de la configuration carrée, il est évident que les densités de courant seront les mêmes d'une face sur l'autre.

En examinant la loi des noeuds écrite pour la ligne 1 et la colonne 5 (au niveau de l'angle), on obtient en utilisant les notations définies au paragraphe précédent :

$$J_H (1,5) S_H - J_H (1,6) S_H + J_V (1,5) S_V = 0$$

Or dans notre cas $J_H (1,5)$ est égale à $J_H (1,6)$, ce qui entraîne la nullité de $J_V (1,5)$. On montre donc aisément que sur l'arête d'une charge carrée les courants verticaux sont nuls. Cela signifie que pour cette configuration, il n'existe pas de chemin préférentiel de passage pour les densités de courant verticales. On est alors ramené au cas d'une géométrie cylindrique.

Il est possible de comparer les résultats obtenus par notre logiciel pour ce cas avec ceux calculés grâce au code de calcul "SOCRATE".

Pour décrire le cylindre équivalent à la charge carrée, nous imposerons que la surface de la charge en regard de l'inducteur soit identique pour les deux cas. La géométrie choisie pour valider notre logiciel est représenté sur la figure IV.8 .

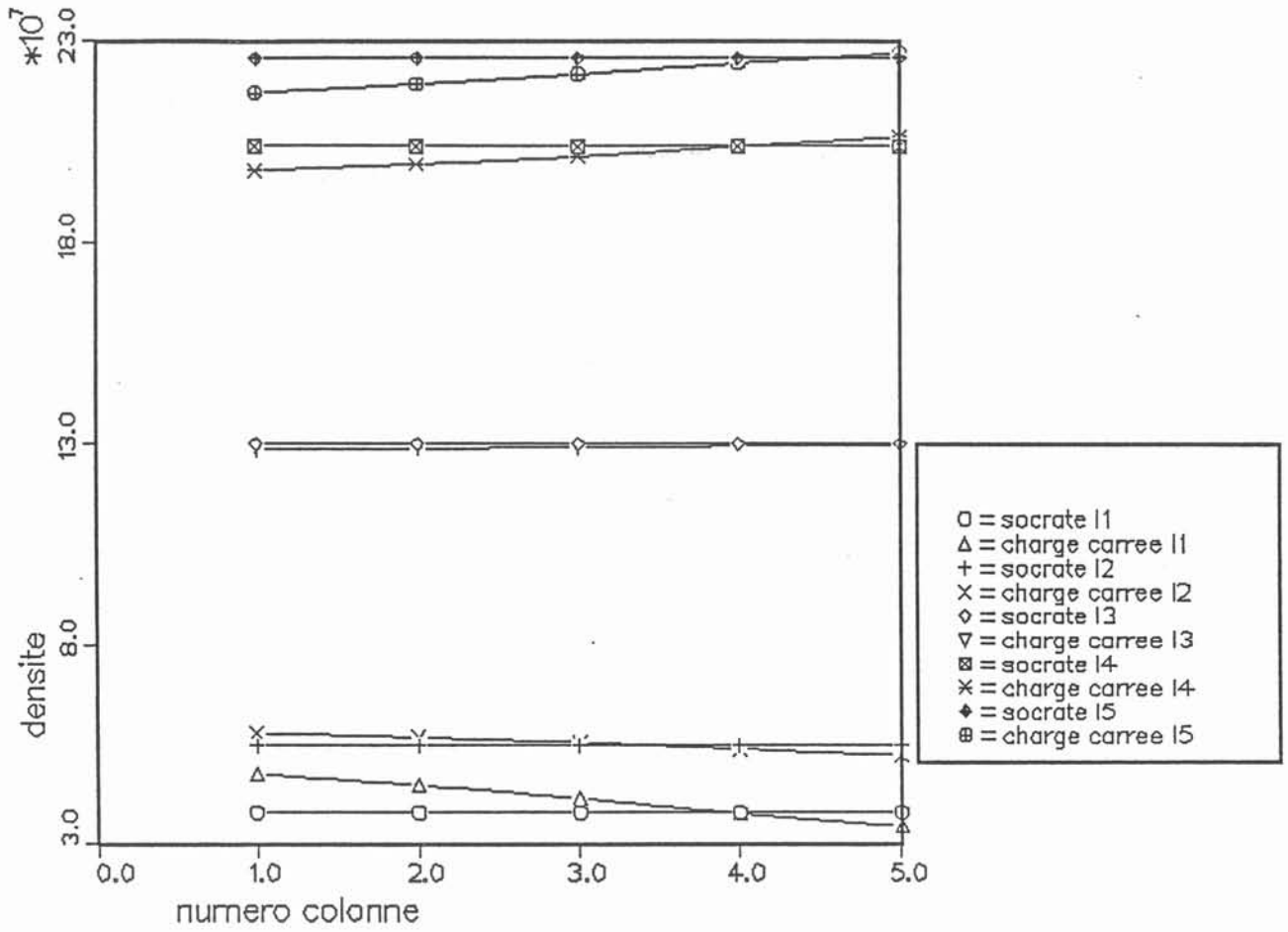


figure IV.9 Comparaison des valeurs de densités de courant horizontales déterminées par le modèle et le logiciel "SOCRATE" pour les différentes lignes.

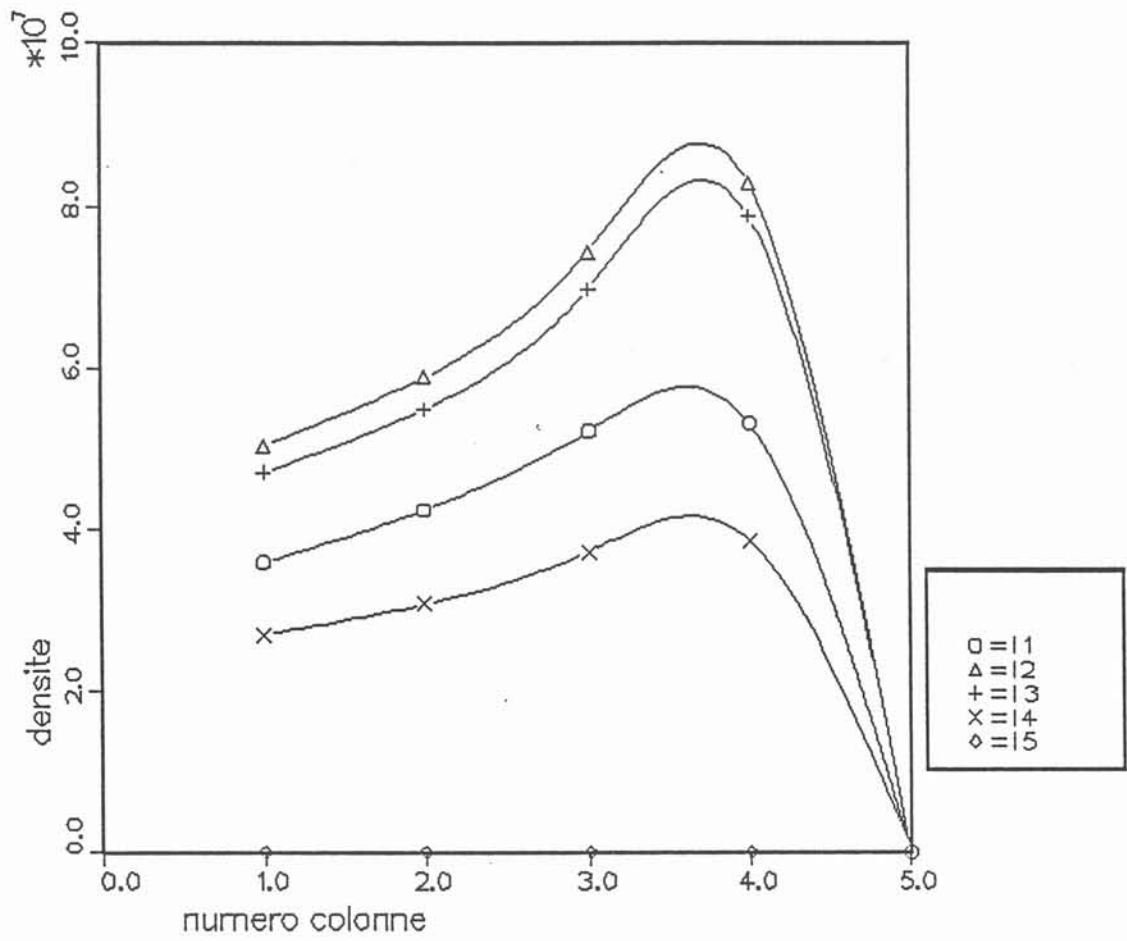


figure IV.10 Variation de la densité de courant verticale sur une même face

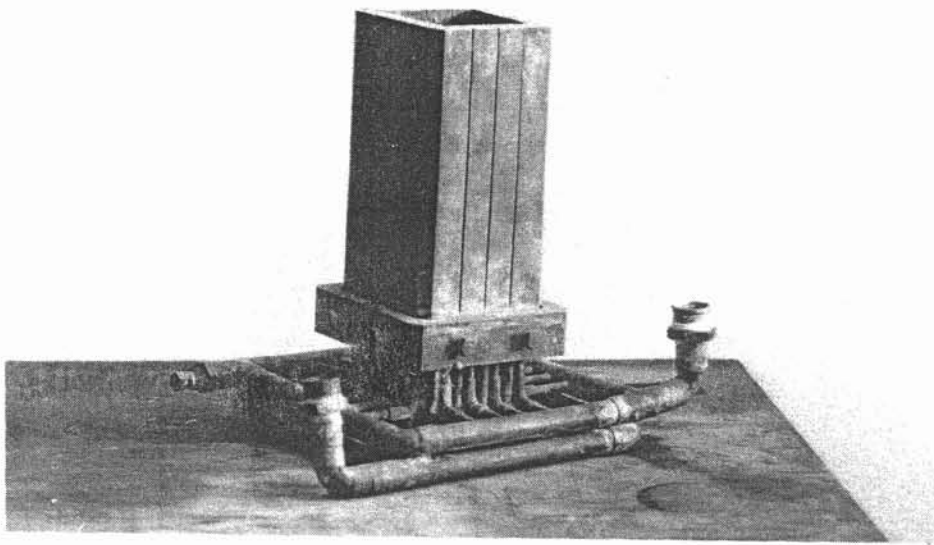


figure IV.11 Creuset froid droit à section carrée

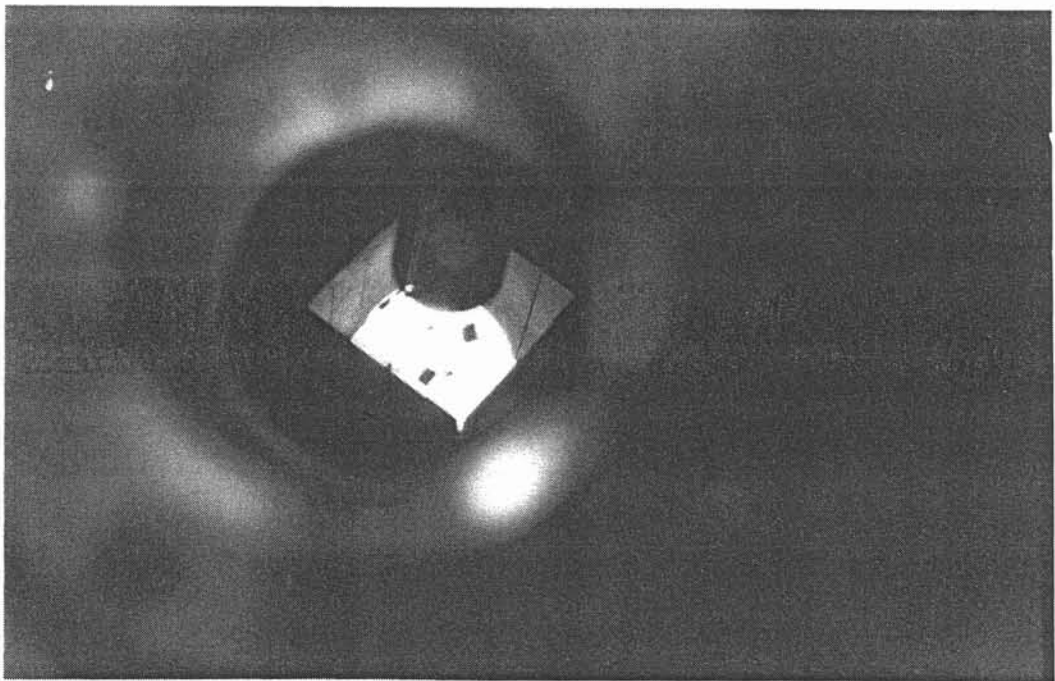


figure IV.12 Forme du dome au cours de l'élaboration d'un produit à section carrée

c) Validation du logiciel

Nous avons rapporté les variations de densités de courant horizontales (figure IV.9) et de densités verticales (figure IV.10) sur une même ligne en fonction de leurs positions sur une face.

On constate qu'il existe un bon accord entre les deux logiciels. La seule différence notable est obtenue pour les lignes 1 et 2 (colonne 1), où l'on enregistre des différences relatives respectives de 25 et 18 %.

Cela peut s'expliquer par la possibilité d'existence de courants verticaux sur la charge carrée, alors que le logiciel "SOCRATE" suppose les courants purement axisymétriques.

Cette comparaison fait apparaître une difficulté propre à la méthode utilisée. En effet la discrétisation des équations est basée sur l'existence d'un "grillage" électrique sur lequel circulerait les courants induits.

La définition de ces chemins électriques résulte de l'étude physique du problème que fera le concepteur du logiciel et pourra conditionner une partie des résultats obtenus.

Ainsi il existe entre autres deux possibilités d'utilisation de cette méthode permettant chacune d'approcher des objectifs différents :

- avoir une vision globale du problème à résoudre, en supposant les courants purement axisymétriques et en négligeant donc les effets tridimensionnels électromagnétiques sur la charge.

- avoir une vision locale de certains phénomènes, en autorisant la présence de courants verticaux, tout en sachant qu'il ne sera possible d'obtenir que des tendances qualitatives, car il est difficile de juger l'opportunité d'existence d'un chemin de passage pour une densité de courant verticale.

d) Conception de l'inducteur

Différents arguments ont guidés notre choix pour la géométrie de l'inducteur relatif au creuset carré :

- la famille d'alliages (base titane) que nous utiliserons est peu sensible aux gradients de champ en face des fentes (expérience acquise grâce aux études menées sur le creuset cylindrique)

- la valeur choisie de fréquence 19 kHz nous éloigne de l'optimum pour la pression magnétique, le module de celle-ci sera moins important au niveau des angles.

- la géométrie carrée entraîne l'absence de courants verticaux sur les angles.

Ce raisonnement nous a conduit à ne pas concevoir un inducteur spécifique au creuset carré, ainsi pour la géométrie testée expérimentalement (60 mm x 60 mm) des spires cylindriques classiques conviendront.

figure IV.13 Etat de surface d'un produit à section carrée

e) Résultats expérimentaux

Le dispositif expérimental utilisé sera l'installation ϕ 60 mm prédemment décrite, pour laquelle a été construit un creuset froid droit de section carrée (voir photo figure V.11). L'inducteur utilisé aura la configuration décrite dans le paragraphe précédent.

L'élaboration de lingotins de section carrée a permis de valider différentes tendances dégagées par le logiciel:

- pendant la période de formation du dôme nous n'avons pas remarqué un comportement particulier au niveau des angles, la première goutte de liquide étant apparue sur une des faces du creuset.

- le déroulement du tirage (voir photo figure V.12) ainsi que l'examen de l'état de surface du lingotin obtenu (voir photo figure V.13) montre que l'on a un comportement identique au creuset à section cylindrique. Le produit obtenu présente des caractéristiques surfaciques identiques.

En conclusion on peut dire que les premiers résultats expérimentaux obtenus, confirment l'analogie très forte qui existe entre une géométrie à section carrée et une à section circulaire que le logiciel avait montré.

IV.3.2 - CAS DU CREUSET RECTANGULAIRE

a) Introduction

Afin de dégager les tendances permettant de concevoir un inducteur pour la géométrie rectangulaire qui nous intéresse (60 x 20 mm), nous avons étudié la répartition des densités de courant pour les configurations données sur la figure IV.14 . Les spires de l'inducteur sont placées à des cotes identiques à celles utilisées dans le cas de la géométrie carrée étudiée au paragraphe précédent.

Le choix de ces géométries a été fait afin de nous permettre de connaître l'évolution de l'interaction électromagnétique d'une charge devenant de plus en plus rectangulaire avec un inducteur situé à une distance constante de la charge.

Pour ces différents cas nous avons utilisé les grandeurs électriques regroupées dans le tableau ci-dessous :

| | |
|---|-----------------------------|
| conductivité électrique de la charge | $5.10^7 \Omega^{-1} m^{-1}$ |
| courant inducteur | 1000 A |
| fréquence | 20 kHz |
| maillage utilisé (figure IV.7) | NH = 10 NL = NC = 4 |

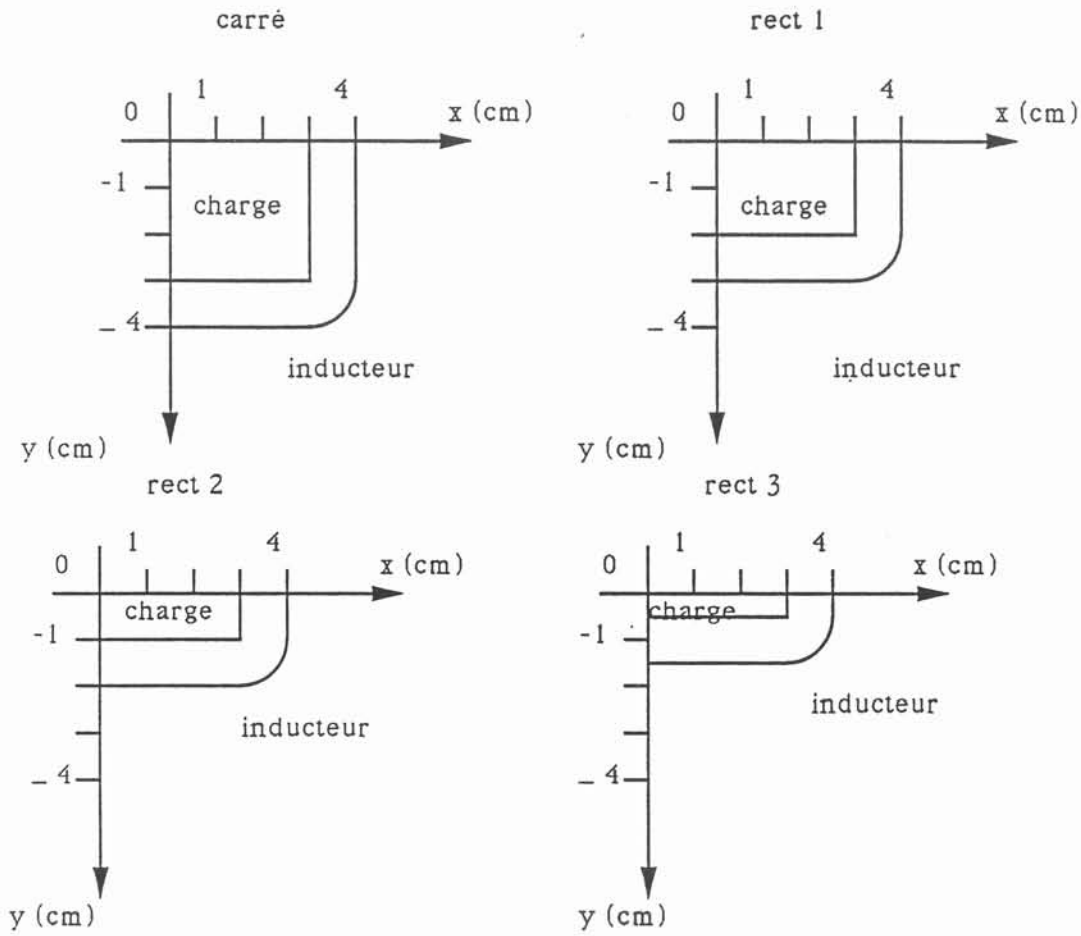


figure IV.14 Géométries étudiées

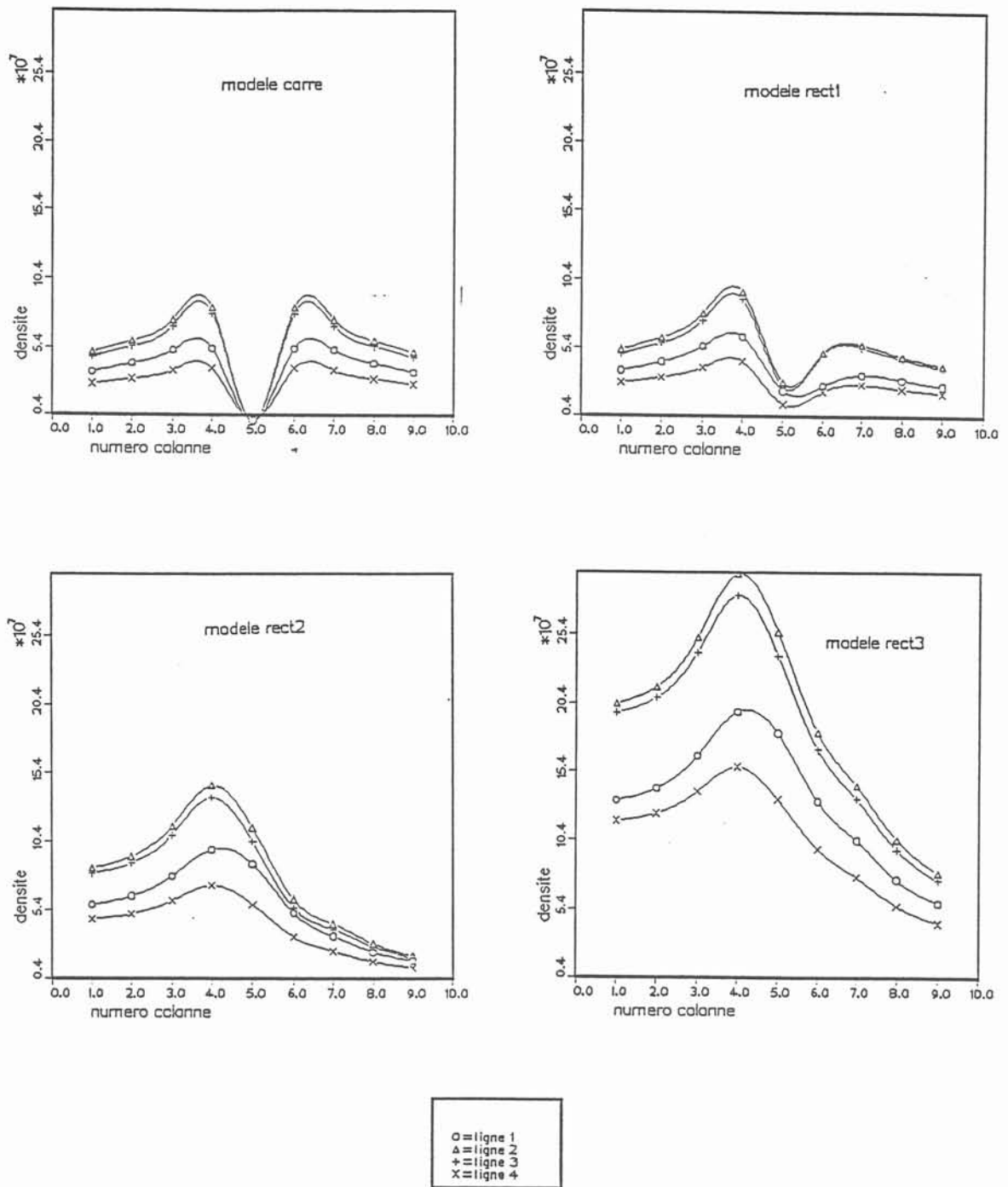


figure IV.15 Variation des densités de courant verticales en fonction de leurs positions sur les faces et de la géométrie de la charge.

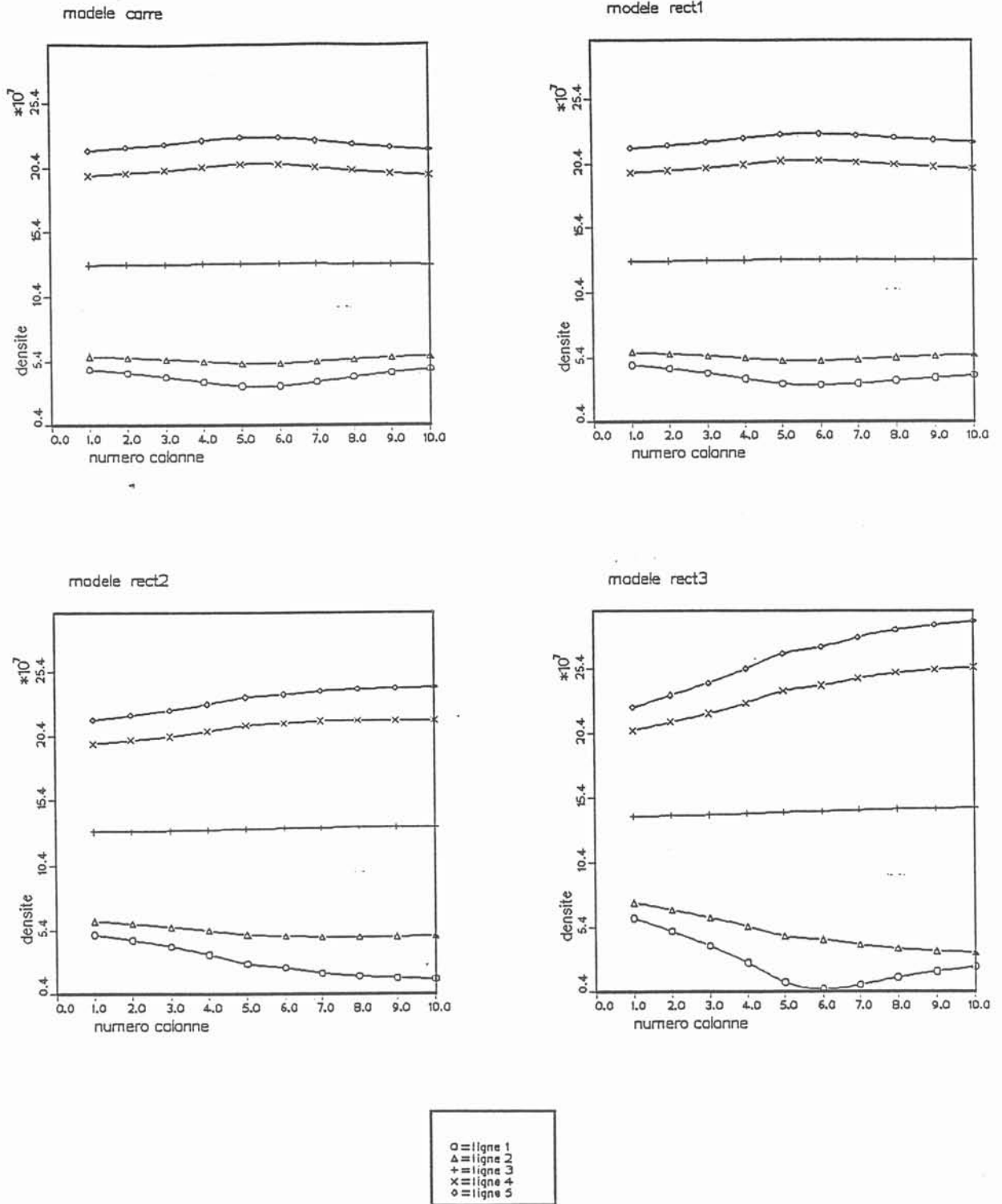


figure IV.16 Variation des densités de courant horizontales en fonction de leurs positions sur les faces et de la géométrie de la charge.

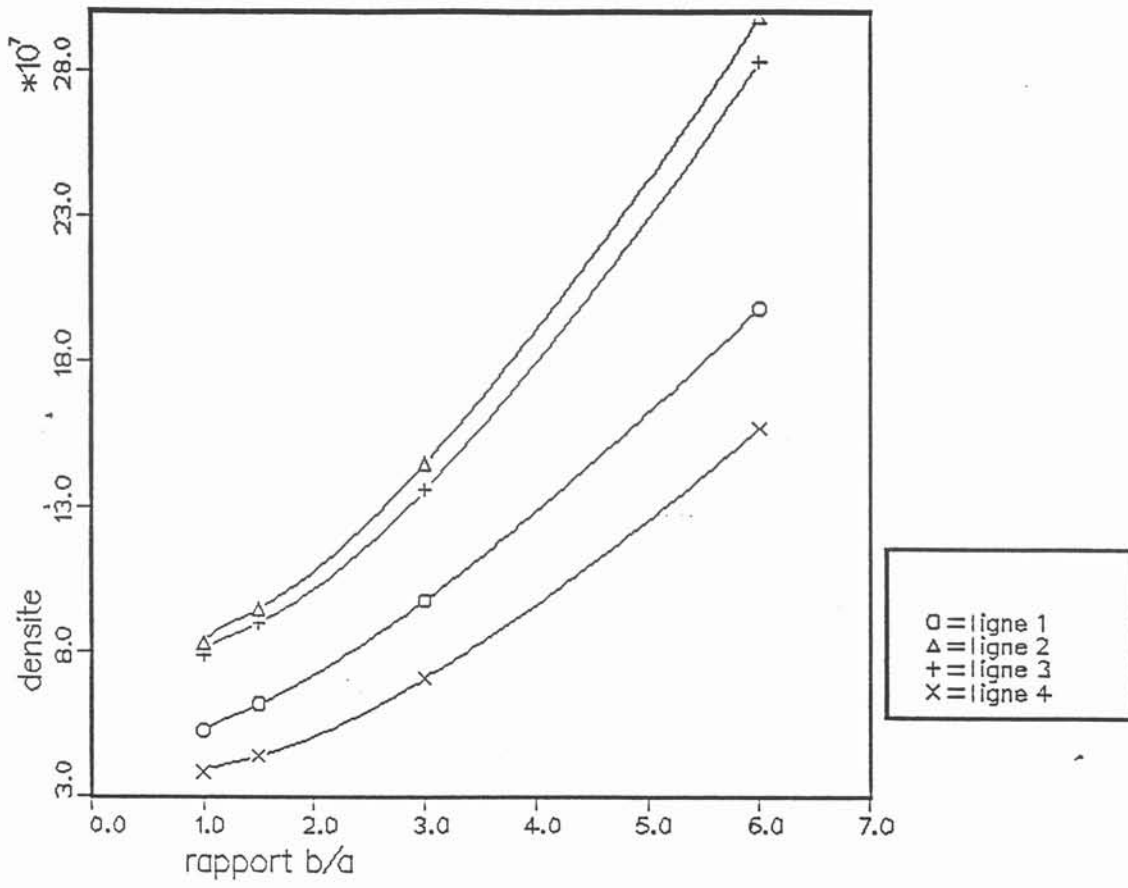


figure IV.17 Variation de la valeur maximale du courant vertical en fonction du rapport b/a

b) Résultats obtenus

Nous avons tracé en utilisant les notations de la figure IV.7 , les variations des densités de courant horizontales et verticales en fonction de leurs positions sur les faces (figures IV.15 et IV.16) pour différentes hauteurs sur la charge. De plus nous avons tracé la variation de la valeur maximale du courant vertical en fonction du rapport b sur a (b longueur de la charge, a largeur de la charge) (voir figure IV.17). Dans le tableau IV.1 ci-dessous nous avons regroupé les résultats montrant la variation en fonction de la géométrie et pour chaque ligne de :

$$(J_{Hmax} - J_{Hmin}) / [\sum_{j=1}^N J_H / N]$$

où pour une ligne donnée J_{Hmax} représente la densité de courant horizontale maximum

J_{Hmin} représente la densité de courant horizontale minimum

avec $N = N_C + N_L + 2$

| $\frac{J_{Hmax} - J_{Hmin}}{\sum J_H / N}$ | carré | rect. 1 | rect. 2 | rect. 3 |
|--|--------|---------|---------|---------|
| rapport b/a | 1 | 1,5 | 3 | 6 |
| ligne 1 | 31 % | 40 % | 119 % | 211 % |
| ligne 2 | 10,3 % | 12 % | 23,7 % | 78,6 % |
| ligne 3 | 0,9 % | 1,2 % | 2,7 % | 4,6 % |
| ligne 4 | 4,1 % | 4,8 % | 8,5 % | 21 % |
| ligne 5 | 4,3 % | 5 % | 11 % | 25 % |

tableau IV.1 : Influence de la géométrie sur les densités de courant induites

Plusieurs tendances peuvent être dégagées de cette étude :

- Dans les zones correspondants aux extrémités de la charge, on remarque que les courants horizontaux sont très affectés par le changement de géométrie. Il s'agit d'effets d'extrémités qui n'auront que peu de conséquences dans le cadre de notre étude.

- Ce n'est que pour un rapport b/a supérieur ou égal à 3 que les courants horizontaux en regard de l'inducteur sont modifiées par le changement de géométrie.

On constate notamment une augmentation du module de ces courants sur le petit côté. Cela montre que pour ce type d'inducteur et dans le cas d'une face de dimensions réduites, ce sont les angles qui constituent les chemins préférentiels de passage pour les courants verticaux.

Cette augmentation locale de la densité de courant peut entraîner une valeur trop importante de la pression magnétique à la surface de la charge (elle est proportionnelle au carré de la densité) ; compte tenu de la remarque précédente il suffira de modifier la distance charge-spires pour le petit côté pour remédier à ce problème.

- Les courants verticaux sont très fortement affectés par l'augmentation du rapport b/a. On constate (contrairement à la géométrie carrée) l'importance prise par l'angle de la charge.

Cependant il est intéressant de voir que pour cette configuration d'inducteur, la valeur maximale de densité verticale se situe à proximité de l'angle sur la grande face.

On constate sur cette même face que pour un rapport b/a important, les densités de courant perdent totalement leurs caractères horizontaux. Ce phénomène justifie entièrement le choix du maillage électromagnétique de la charge.

c) Conception de l'inducteur

Deux arguments ont guidé notre choix pour la géométrie de l'inducteur relatif au creuset rectangulaire :

- nous avons souhaité diminuer l'influence des courants verticaux, et déplacer leur maximum vers l'angle. En effet cette zone est soumise de part sa géométrie à un refroidissement plus intense. Ainsi il nous a semblé intéressant de ne pas déformer l'inducteur afin de conserver une perte par effet Joule plus importante sur l'angle.

- il était nécessaire aussi d'éviter une valeur trop importante du module du courant horizontal sur le petit côté.

- Adopter une forme simple, afin que sa conception soit facile à mettre en oeuvre, et permette un ensemble donc la symétrie soit excellente.

L'inducteur conçu ainsi que les variations de densité de courant horizontales et verticales sur une même ligne en fonction de leurs positions sont données par la figure IV.18.

Il est intéressant de noter que le rapport des distances -inducteur-petit côté-sur-inducteur-grand côté- est égal au rapport des dimensions de la charge (1,5 dans notre cas).

d) Résultats expérimentaux

Le dispositif expérimental utilisé sera l'installation ϕ 60 mm prédemment décrite, pour laquelle a été construit un creuset froid droit de section rectangulaire (voir photo figure V.19). L'inducteur utilisé aura la configuration décrite dans le paragraphe précédent.

L'examen de l'état de surface du produit obtenu montre que l'inducteur conçu grâce au logiciel, a permis d'élaborer un lingotin de bonne qualité (voir photo figure V.20).

On note en particulier l'absence d'incidents au niveau des angles

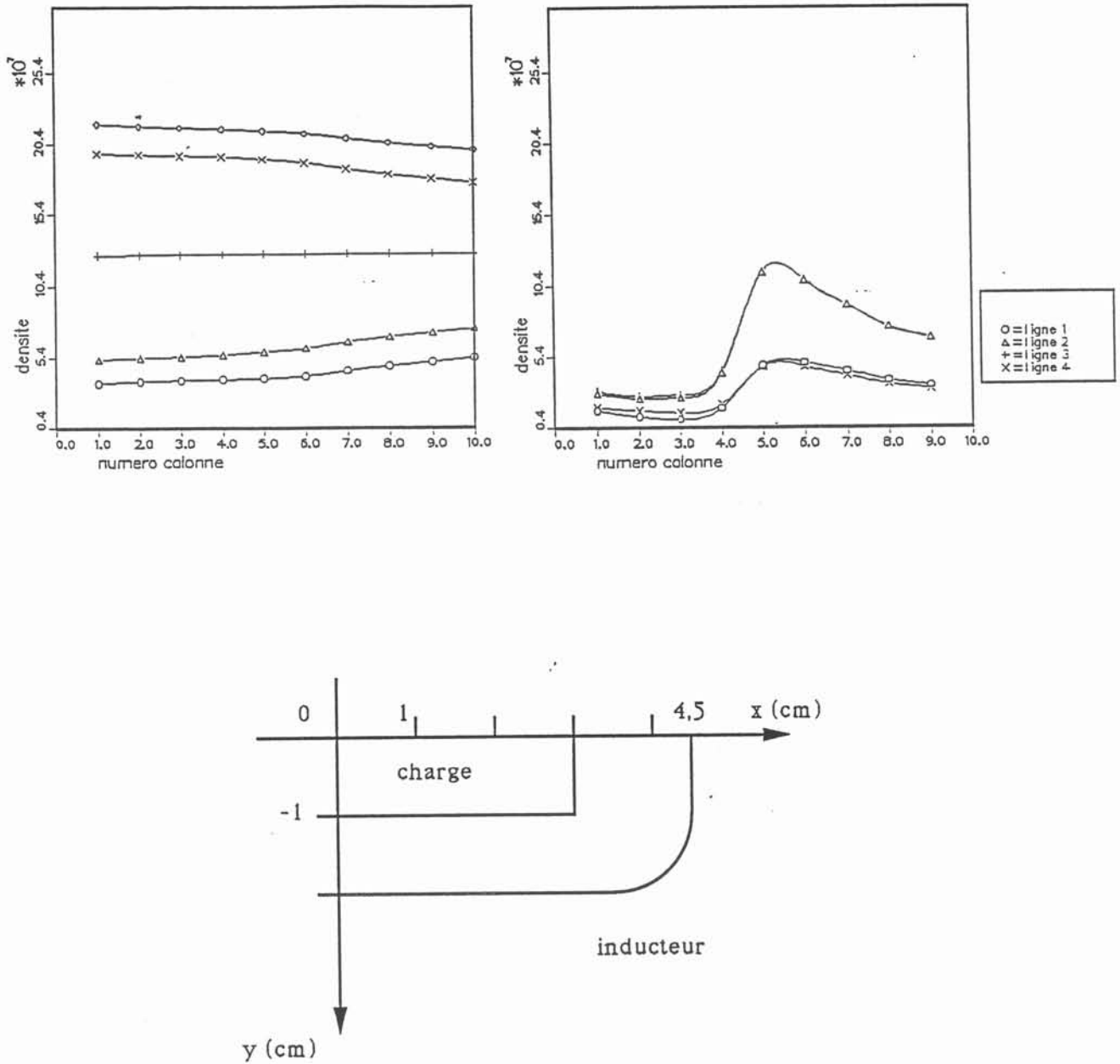


figure IV.18 Géométrie de l'inducteur choisi et variation des densités de courant

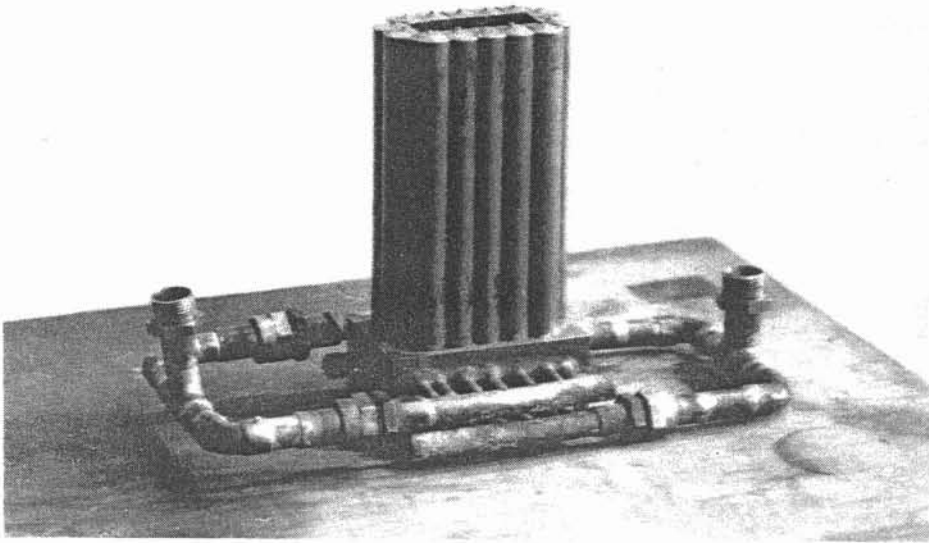


figure IV.19 Creuset froid droit à section rectangulaire

figure IV.20 Etat de surface d'un produit à section rectangulaire

IV.3.3 - CONCLUSION

Les différents résultats expérimentaux obtenus après cette première étude de faisabilité nous permettent de montrer, que la technique de tirage en creuset froid droit peut être utilisée avec succès, pour l'élaboration de produits à section carrée ou rectangulaire.

L'écriture d'un logiciel modélisant les interactions électromagnétiques tridimensionnelles entre un inducteur et une charge, a permis de dégager des tendances, apportant une aide importante à la conception de l'inducteur.

Il reste cependant à confirmer ces premiers résultats par une étude plus approfondie des caractéristiques métallurgiques du produit obtenu.

CHAPITRE 5

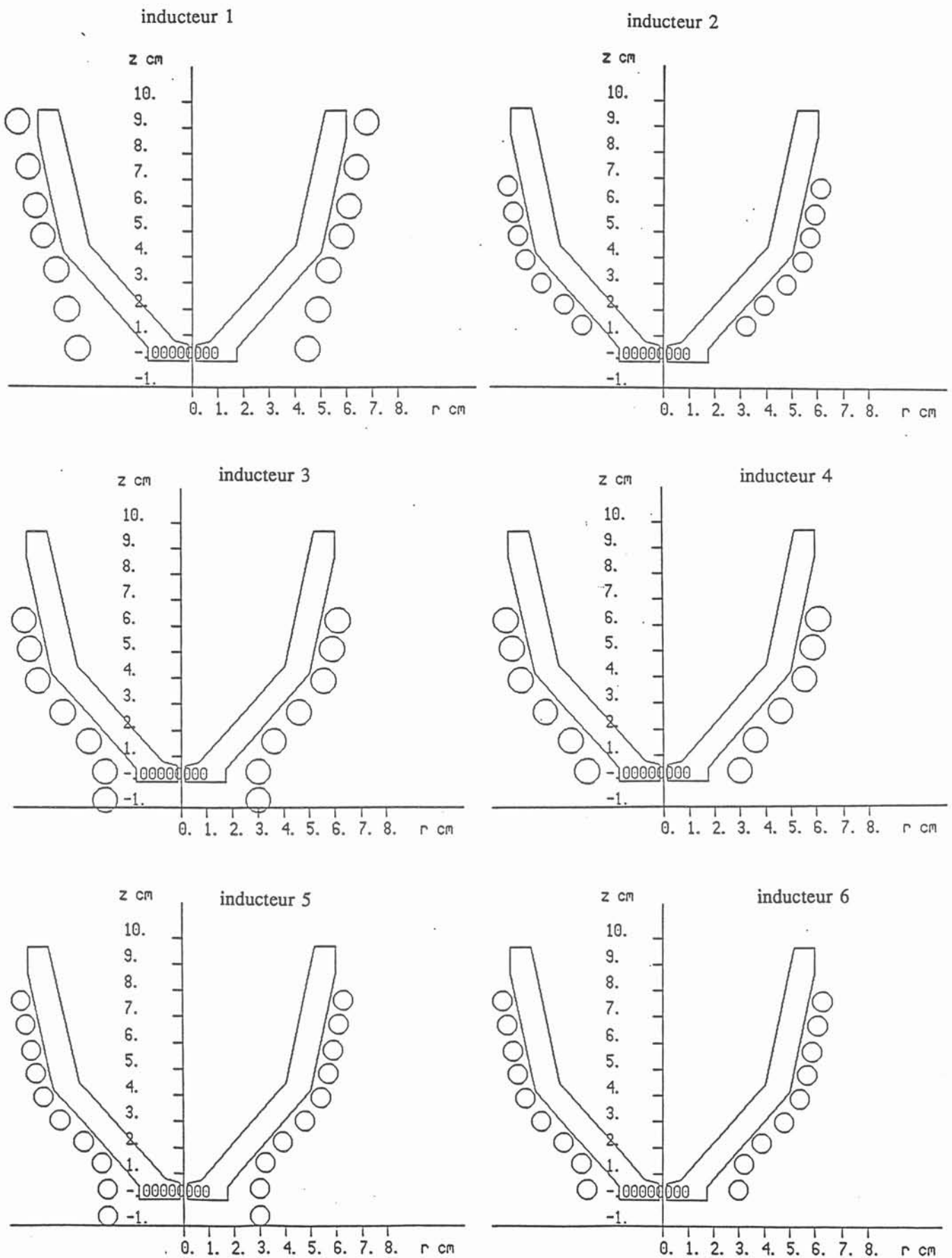


figure V.1 Géométries d'inducteurs étudiées expérimentalement

V - ETUDE D'UNE INSTALLATION DE FUSION ET/OU D'ELABORATION EN CREUSET FROID DE LEVITATION

V.1 - INTRODUCTION

Une étude expérimentale et théorique a été menée sur certaines caractéristiques géométriques importantes de l'ensemble inducteur-creuset afin de déterminer quelques lois simples permettant de dimensionner ou d'améliorer des installations de fusion et/ou d'élaboration par lévitation électromagnétique.

Pour cette étude nous avons opté pour la démarche suivante:

- dimensionnement préalable grâce au logiciel "SOCRATE" (1) et quelques résultats expérimentaux d'une installation de lévitation.
- étude expérimentale de certains paramètres influant sur le processus de lévitation.
- modélisation plus fine de phénomènes locaux (au niveau des fentes essentiellement) grâce au logiciel des "secteurs déroulés".

Du fait de la démarche mixte adoptée (expérience et modélisation), nous étudierons essentiellement les modifications intervenant sur une variable mesurable expérimentalement: le champ magnétique à l'intérieur du creuset.

Afin de pouvoir comparer les différentes configurations nous imposerons une même différence de potentiel aux bornes de l'inducteur pour toutes les géométries. Deux arguments étroitement liés ont motivé ce choix :

- les générateurs de puissance utilisés ne peuvent fournir qu'un même niveau de tension aux bornes de l'inducteur pour des installations d'impédances équivalentes différentes.
- les caractéristiques électriques du système inducteur-creuset seront modifiées, (self, résistance). Cela signifie que l'intensité dans l'inducteur variera à tension constante ; d'où l'intérêt de choisir la tension et non l'intensité comme paramètre de comparaison.

V.2 - CHOIX DE L'INDUCTEUR

a) INTRODUCTION

Les géométries étudiées expérimentalement sont représentées sur la figure V.1, les données géométriques importantes de ces inducteurs sont regroupées dans l'annexe 2.

Les principaux aspects que nous avons souhaité étudier grâce à ces configurations sont les suivantes :

- pour l'inducteur n° 1, nous avons souhaité que celui-ci ait la même hauteur que le creuset, de plus sa forme conique devait être plus proche de la partie supérieure de la paroi interne du creuset, et plus éloignée de la partie inférieure.
- grâce au cas n° 2, nous avons pu étudier l'influence d'une configuration très proche de la paroi interne du creuset et dont la cote,

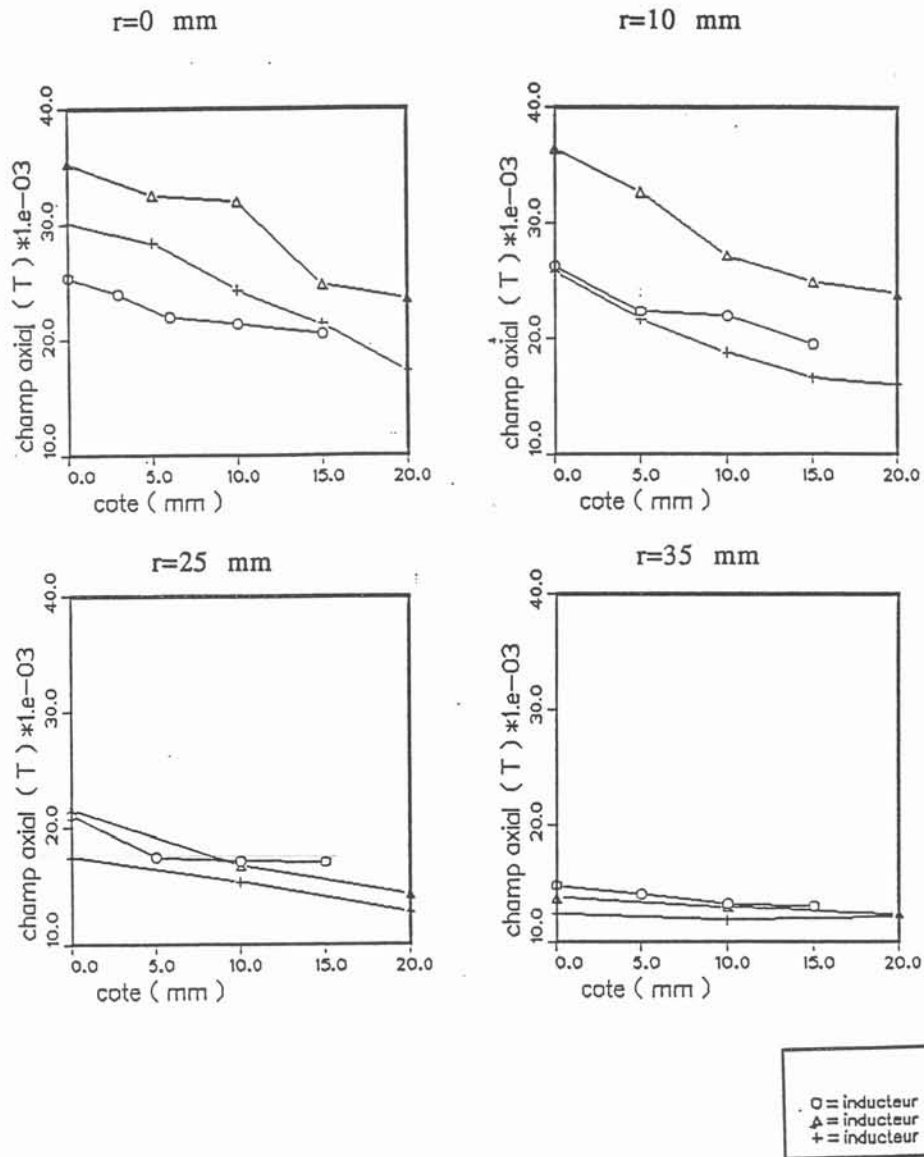


figure V.2 Comparaison de l'induction magnétique axiale pour les cas 1,3 ,4 :

- influence de la forme de l'inducteur
- influence des spires hautes de l'inducteur
- influence des spires basses de l'inducteur

minimale de l'inducteur soit égale à la cote du fond interne du creuset. Pour cette géométrie, on peut dire que l'inducteur est centré à mi-hauteur du creuset (le diamètre du tube de cuivre constituant l'inducteur a été réduit par rapport au cas n° 1)

- la géométrie n° 3 nous permet d'étudier l'influence d'une configuration très proche de la paroi interne du creuset, avec deux spires en dessous du niveau du fond interne du creuset.

- l'inducteur n° 4 reprend la même configuration avec seulement une spire en dessous de la cote minimale interne du creuset. Pour ces deux cas le diamètre de cuivre utilisé est identique au cas n° 1.

- les configurations 5 et 6 ont les mêmes caractéristiques que les précédents (3 et 4) excepté le diamètre de cuivre utilisé pour l'inducteur plus faible (identique au cas n° 2), on a alors un nombre de spires plus important.

Pour ces différentes géométries, nous avons effectué des mesures du champ magnétique axial dans le creuset (voir annexe 3). Les courbes que nous présentons donneront le module de l'induction magnétique axiale en fonction de la position dans le creuset. Les mesures ont été faites sur une même verticale située à une distance notée r de l'axe du creuset. La cote $z = 0$ indiquera que le point de mesure est tel que la sonde touche la paroi interne du creuset.

Ces résultats nous permettront de dégager des tendances pour :

- la forme de l'inducteur,
- le positionnement de l'inducteur par rapport au creuset,
- le diamètre du tube de cuivre à utiliser.

b) Forme de l'inducteur

La comparaison entre les cas n° 1, 3 et 4 (voir figure V.2) nous permet d'obtenir des renseignements sur ce paramètre. On constate notamment qu'il est important de concevoir un inducteur proche du creuset, en effet, on obtiendra alors un champ magnétique plus intense dans le fond du creuset. Cette tendance s'explique facilement si l'on considère l'induction magnétique créée par une spire circulaire en son centre, on a :

$$B_z = \frac{\mu_0 I}{2a}$$

I intensité circulant dans la spire

a rayon de la spire

μ_0 perméabilité du vide

On remarque que la composante axiale du champ est alors inversement proportionnelle au rayon de la spire, ce résultat explique la tendance dégagée ci-dessus.

c) Positionnement de l'inducteur par rapport au creuset

* Influence des spires hautes

Afin d'étudier l'influence de la présence de ces spires sur la répartition du champ magnétique, on peut comparer (figure V.2) les mesures

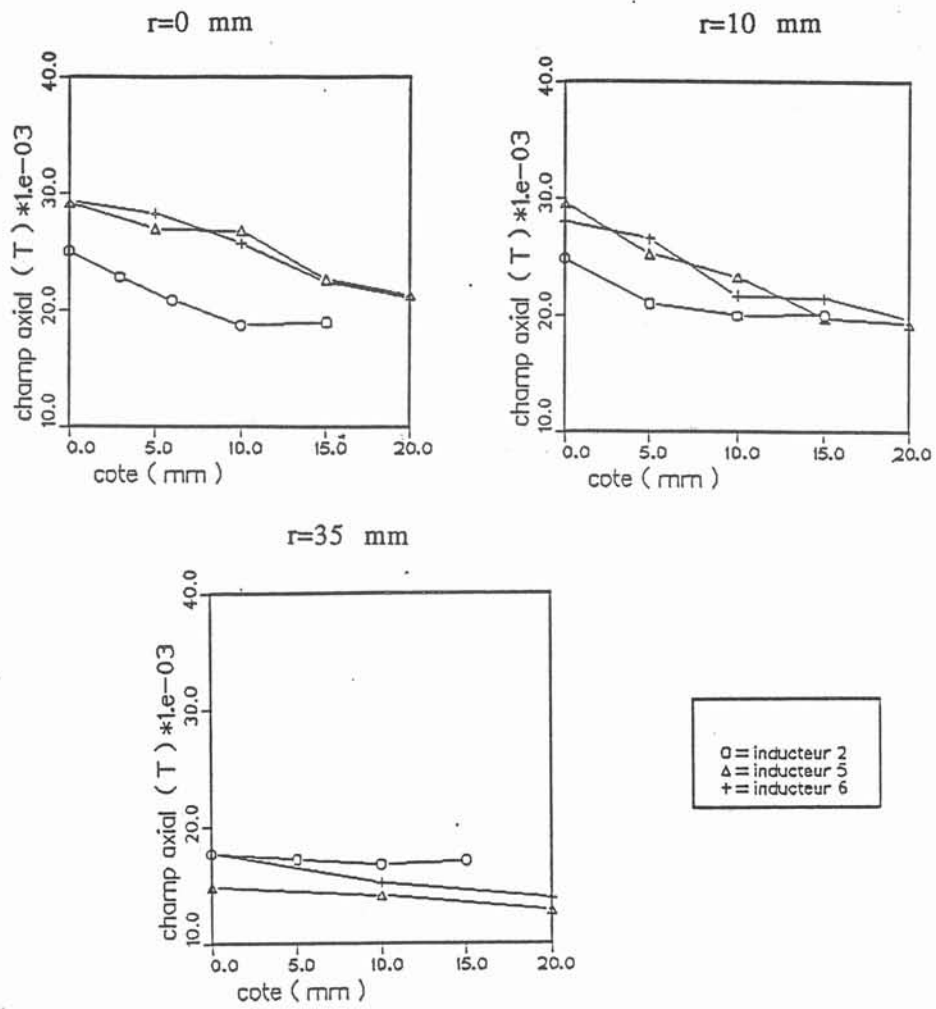


figure V.3 Comparaison de l'induction magnétique axiale pour les cas 2,5,6 :
 - influence des spires basses de l'inducteur

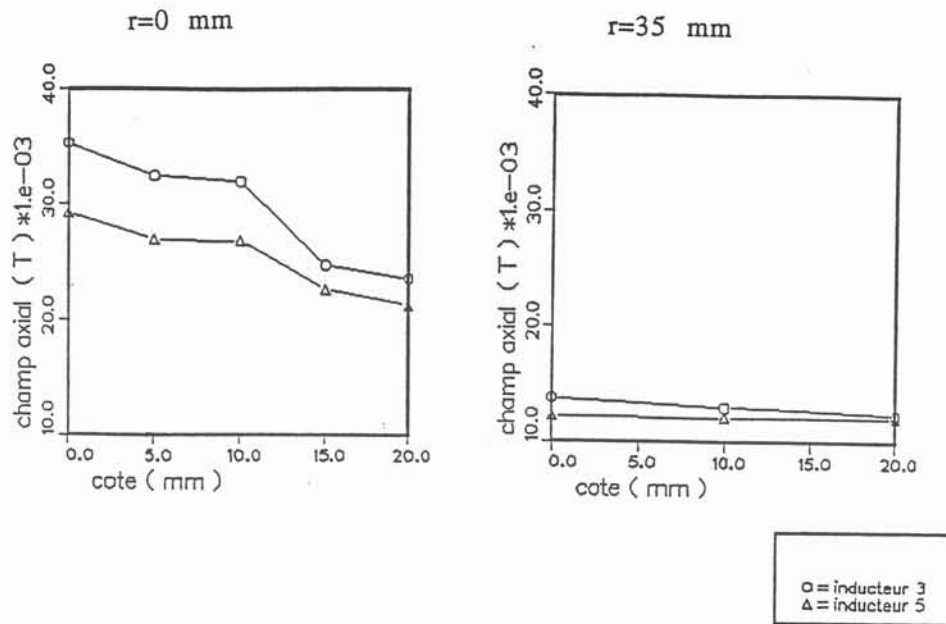


figure V.4 Comparaison de l'induction magnétique axiale pour les cas 3 et 5 :
- influence du diamètre du tube de cuivre utilisé

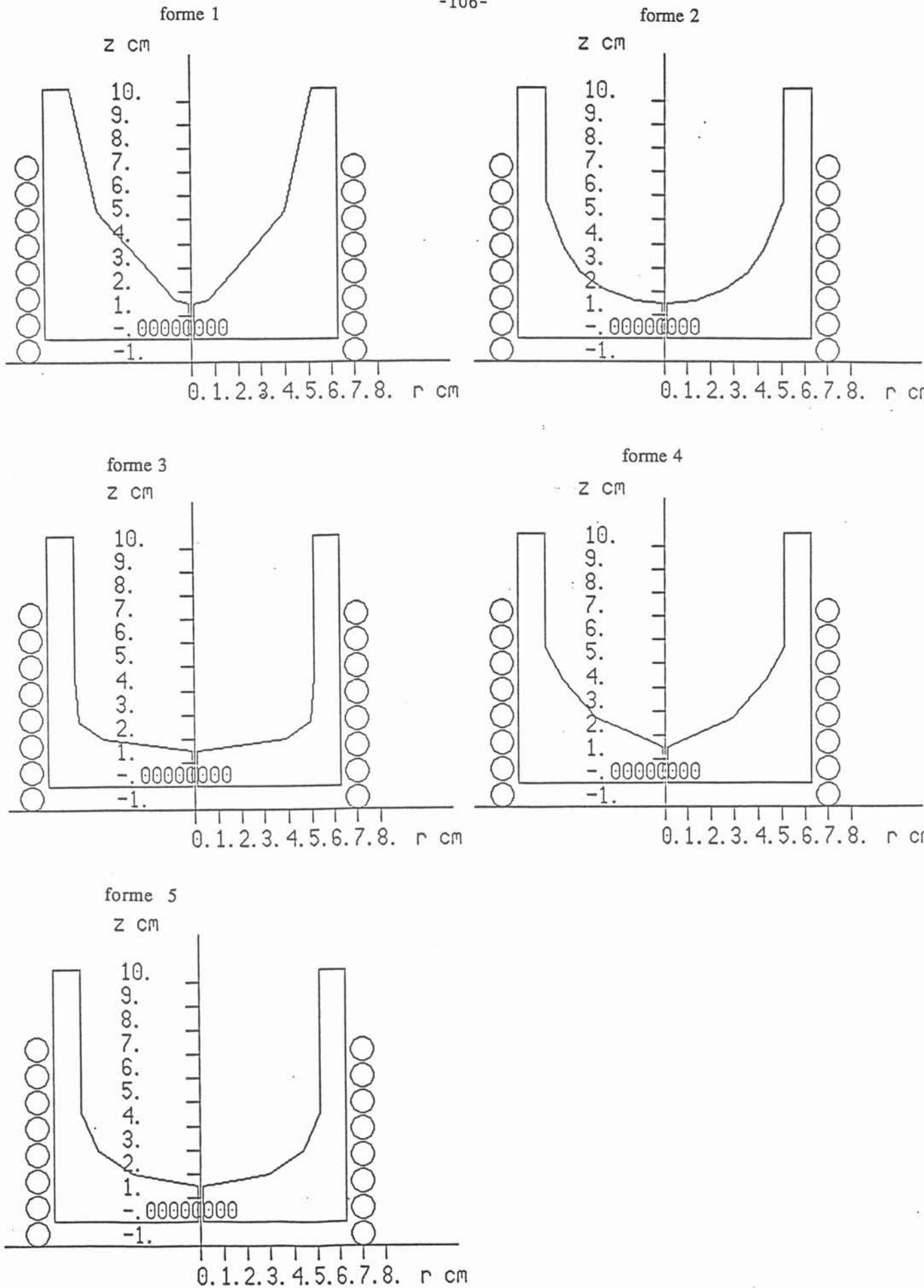


figure V.5 Les différentes configurations de parois internes étudiées

obtenues avec les inducteurs 1 et 4 qui montrent que pour $r = 25$ mm ou $r = 35$ mm, il n'existe pas de différences notables entre les géométries. Cela conduit à penser que ces spires n'auront qu'un effet stabilisant pour le processus de lévitation.

* Influence des spires basses

L'étude comparative des cas {1, 3 et 4} et {2, 5 et 6} (figures respectives V.2 et V.3) permet de montrer l'influence considérable de ce paramètre. On constate surtout pour un diamètre de tube de cuivre important (inducteurs 1, 3 et 4) l'augmentation considérable du module du champ magnétique axial lorsque l'on place une ou deux spires en dessous du niveau inférieur interne du creuset. Cette tendance s'explique par le fait que l'on positionne alors la partie basse du creuset dans la zone de l'inducteur où le champ magnétique axial est maximal.

d) Diamètre du tube de cuivre

La comparaison des résultats obtenus pour les cas 3 et 5 (figure V.4) montre que le champ axial a un module plus important dans le cas d'un diamètre plus grand. Néanmoins, il peut être intéressant dans certains cas d'augmenter la self de l'inducteur sans pour autant modifier sa hauteur ; le seul paramètre ajustable sera alors le diamètre.

e) Conclusion

Cette étude nous permet de dégager des règles élémentaires simples pour le choix d'un inducteur :

- sa forme sera telle que le volume intérieur créé par l'inducteur soit le plus réduit possible, compte tenu de la géométrie du creuset utilisé,
- l'inducteur sera positionné de façon à placer la zone basse de l'intérieur du creuset, dans une région où l'induction magnétique est maximale, les spires hautes assurant la stabilité de la charge,
- le diamètre du tube de cuivre sera choisi en fonction des conditions de fonctionnement du circuit oscillant (adaptation d'impédance, localisation du champ magnétique souhaité...)

V.3 - ETUDE DE CERTAINES CARACTERISTIQUES GEOMETRIQUES DU CREUSET

a) Introduction

Grâce au logiciel "SOCRATE" (1), nous allons étudier certaines caractéristiques géométriques du creuset. Afin de pouvoir comparer l'influence des différentes configurations sur le champ magnétique, on imposera la surface externe du creuset cylindrique quelque soit la forme interne. Cette hypothèse a été formulée de façon à se placer pour le calcul de l'induction magnétique dans le cas d'une même géométrie d'inducteur.

Si l'on considère l'étude précédemment faite pour le choix de l'inducteur, on remarque que l'optimisation de celui-ci sera plus aisée pour les différentes configurations internes étudiées. En effet, si l'on avait choisi de prendre des surfaces externes brisées identiques à la surface interne, cela aurait nécessité la conception d'un inducteur pour chaque géométrie et aurait rendu l'étude des caractéristiques du creuset plus difficile. Alors que dans notre cas nous pouvons utiliser une forme unique d'inducteur.

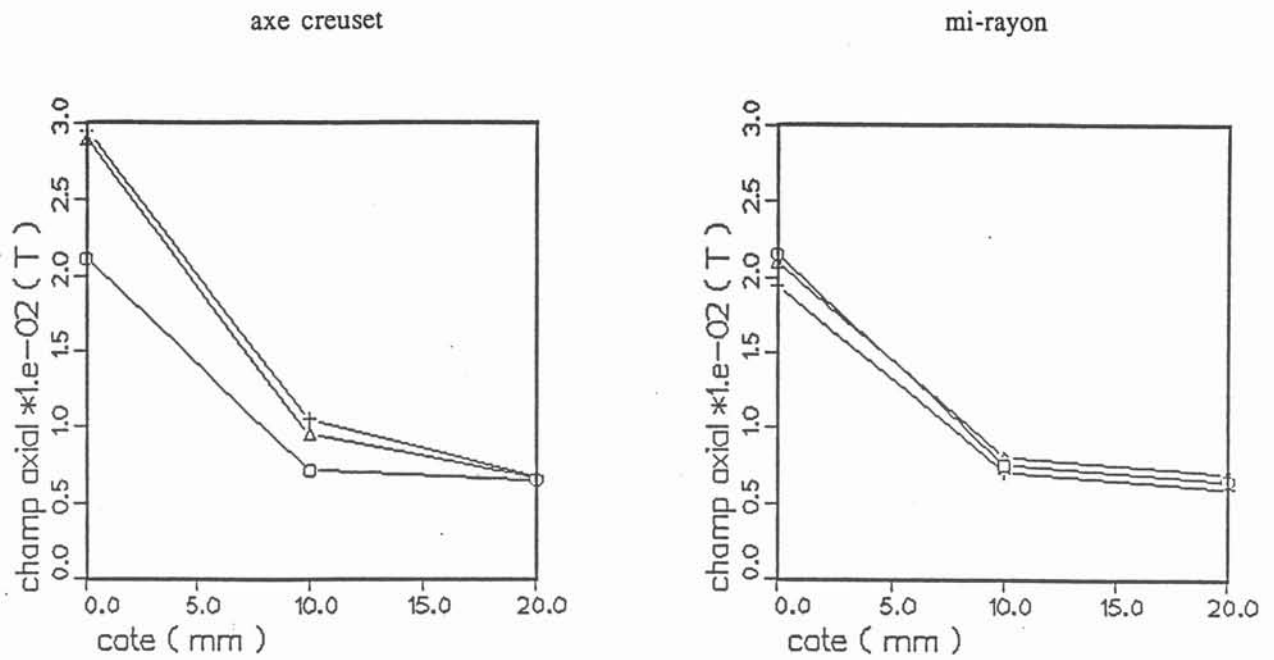


figure V.6 Influence de l'épaisseur du bas du creuset sur l'induction magnétique axiale

○ = ep 10 mm
△ = ep 15 mm
+ = ep 20 mm

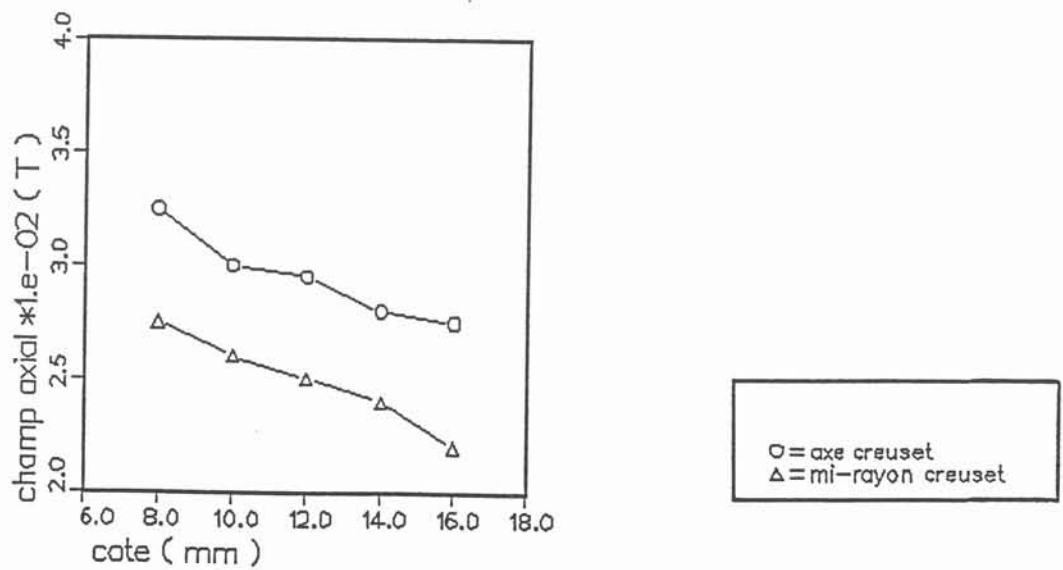


figure V.7 Influence de l'épaisseur du nombre de fentes sur l'induction magnétique axiale

Les paramètres étudiés sont les suivants :

- l'épaisseur du bas du creuset ; en effet, il paraît important de savoir si une modification de ce paramètre peut influencer la répartition de l'induction magnétique dans le bas du creuset,
- le nombre et l'épaisseur des fentes ; les différentes expériences de lévitation montreront l'influence considérable des fentes sur la surface libre de la charge. Il convient donc de dégager des règles simples permettant de mieux appréhender le problème ,
- la forme du fond du creuset.

b) Epaisseur du bas du creuset

Les travaux (14) sur la détermination de la surface interne du creuset pour léviter une charge de forme donnée montrent que l'on tend toujours à augmenter l'épaisseur du bas du creuset. Nous avons donc souhaité vérifier cette tendance grâce au logiciel Socrate. Ainsi, dans le cas de la configuration appelée forme 1 (figure V.5) nous avons fait varier la distance du bas de la paroi externe au point le plus bas de la paroi interne. Le positionnement de l'inducteur est resté fixe par rapport à la surface extérieure du creuset. Les résultats sont donnés sur la courbe de la figure V.6.

On remarque que l'augmentation de ce paramètre permet d'élever le champ jusqu'à une valeur limite autour de laquelle il se stabilise. Il semble que ce phénomène soit à rapprocher des résultats relatifs au positionnement de l'inducteur. En effet, augmenter l'épaisseur du bas du creuset revient à déplacer la zone de calcul de l'induction magnétique dans la région où le champ créé par l'inducteur est maximum.

c) Influence de l'épaisseur des fentes et du nombre de fentes

L'épaisseur des fentes est un paramètre essentiellement fixé par des impératifs technologiques: il n'est guère possible d'envisager de construire un creuset dont les fentes ont une dimension inférieure à 0,5 mm; une valeur trop importante de celles-ci entraînerait des "coulées" de métal entre les secteurs.

Les différentes simulations effectuées avec le logiciel "SOCRATE" ont montré que pour des valeurs comprises entre 0,5 et 1,75 mm, on ne décelait pas de variation sensible du champ magnétique au milieu des secteurs. Nous étudierons ce paramètre de façon plus approfondie dans le chapitre "creuset déroulé".

La courbe de la figure V.7 montre que dans la gamme de variation du nombre de fentes étudiée, on observe une variation du champ magnétique. On constate que l'on a une augmentation du champ magnétique pour une diminution du nombre de secteurs. Pour ce paramètre aussi, le logiciel du "creuset déroulé" permettra d'obtenir des éléments de compréhension supplémentaires.

d) Influence de la forme interne du creuset

* Introduction

Expérimentalement, des essais de lévitation ont été effectués pour deux formes internes de creuset :

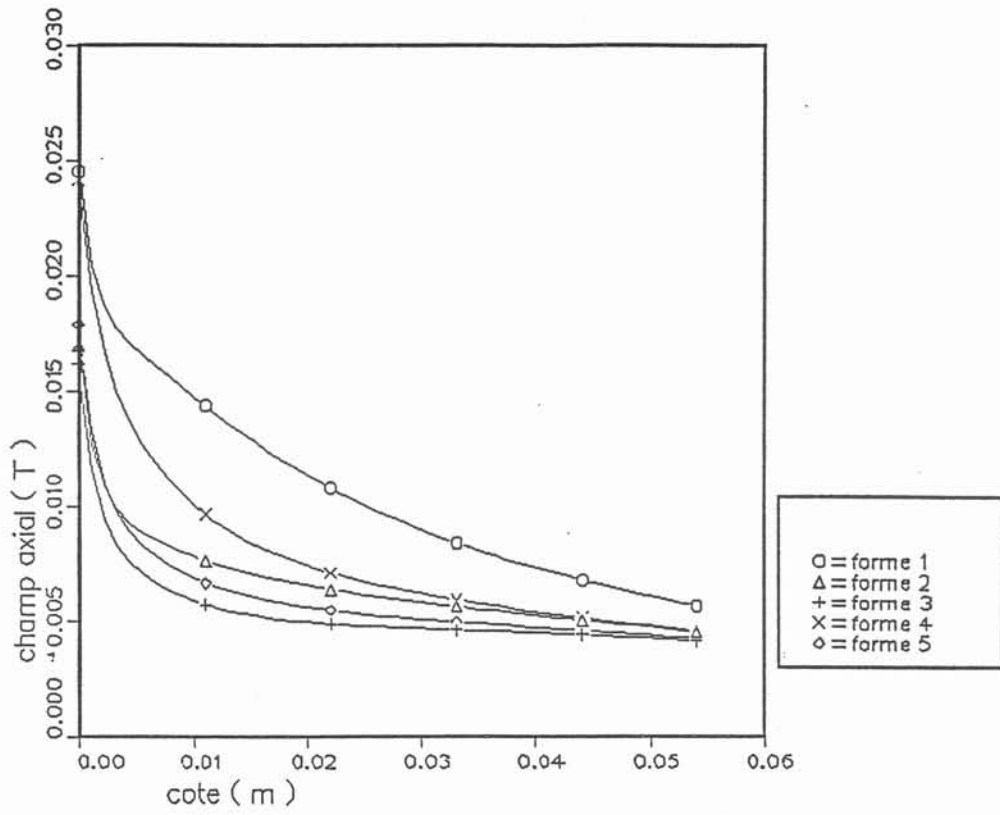


figure V.8 Variation de l'induction magnétique axiale sur l'axe du creuset

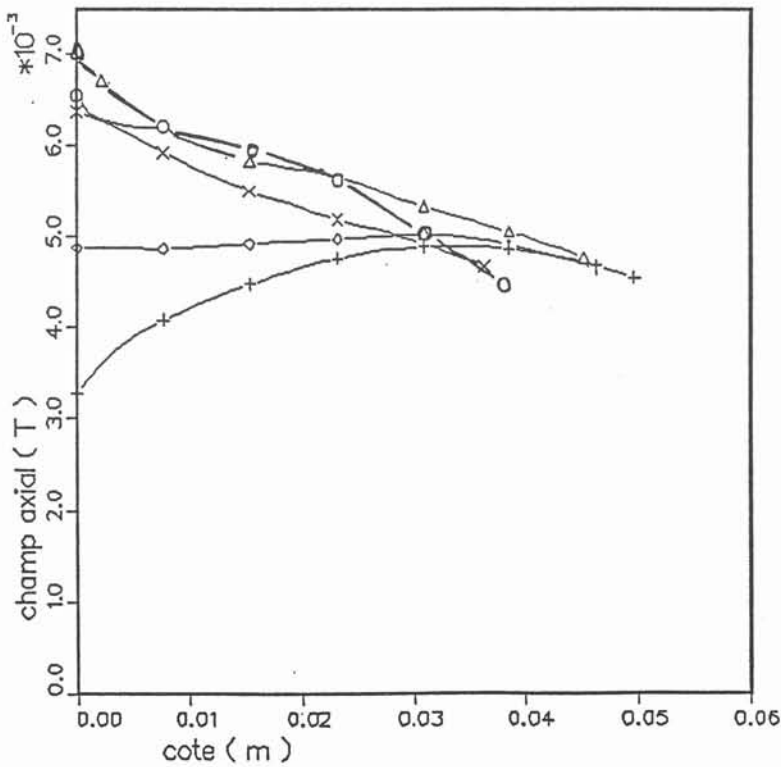


figure V.9 Variation de l'induction magnétique axiale à mi-rayon du creuset

- un creuset à fond conique, le haut étant évasé,
- un creuset à fond hémisphérique, le haut étant cylindrique.

Les géométries des surfaces internes correspondant aux formes 1 et 2 sont données par la figure V.5. Les différents essais expérimentaux effectués ont permis de dégager les tendances générales suivantes :

- pour le creuset à fond conique, on observe la présence d'au moins 2 ou 3 points de contact très stables à mi-rayon du creuset, de plus la charge prend en cours de manipulation une forme stable, très peu agitée, de géométrie ellipsoïdale,

- pour le creuset à fond hémisphérique, on remarque que les points de contact semblent disposés de façon beaucoup plus aléatoire que dans le creuset à fond conique, la charge a davantage tendance à se déformer, le brassage semble plus intense malgré une géométrie compliquée.

Afin de dégager quelques tendances permettant de mieux approcher les différences existant entre ces deux géométries, nous avons calculé grâce au logiciel "SOCRATE" l'évolution de la répartition du champ magnétique sur l'axe et à mi-rayon du creuset pour les configurations présentées sur la figure V.5.

Notre objectif était d'explorer une gamme de géométries variant d'une forme interne proche d'un U à une forme équivalente à un V. Les données géométriques de ces différentes configurations sont données dans l'annexe.

* Examen de la variation du champ calculé sur l'axe du creuset

La courbe de la figure V.8 nous permet de voir que les creusets à fond conique permettent d'obtenir un champ de module beaucoup plus important que les creusets à fond sphérique ou plat. On peut ainsi faire une analogie avec les tendances dégagées par la recherche d'une forme d'inducteur, où l'on a montré que le champ était inversement proportionnel au rayon de la spire. Cela signifie que les creusets à fonds coniques jouent un rôle de concentrateurs de champ dans leurs parties basses.

* Examen de la variation du champ calculée à mi-rayon du creuset

La courbe de la figure V.9 montre que les creusets à fonds hémisphériques présentent un champ magnétique axial de module plus important à mi-rayon. On remarque que ce champ décroît moins vite que pour les autres formes.

e) Conclusion

Les tendances se dégageant de cette étude semblent être les suivantes :

- l'épaisseur des fentes sera établie en fonction des possibilités d'usinage du creuset, l'objectif étant d'assurer une bonne symétrie à l'ensemble creuset-inducteur.

- le nombre de secteurs sera pris égal à 12 valeur intermédiaire entre un nombre trop faible qui entrainerait des gradients de champ trop importants et un nombre trop élevé qui rendrait la fabrication du creuset difficile.

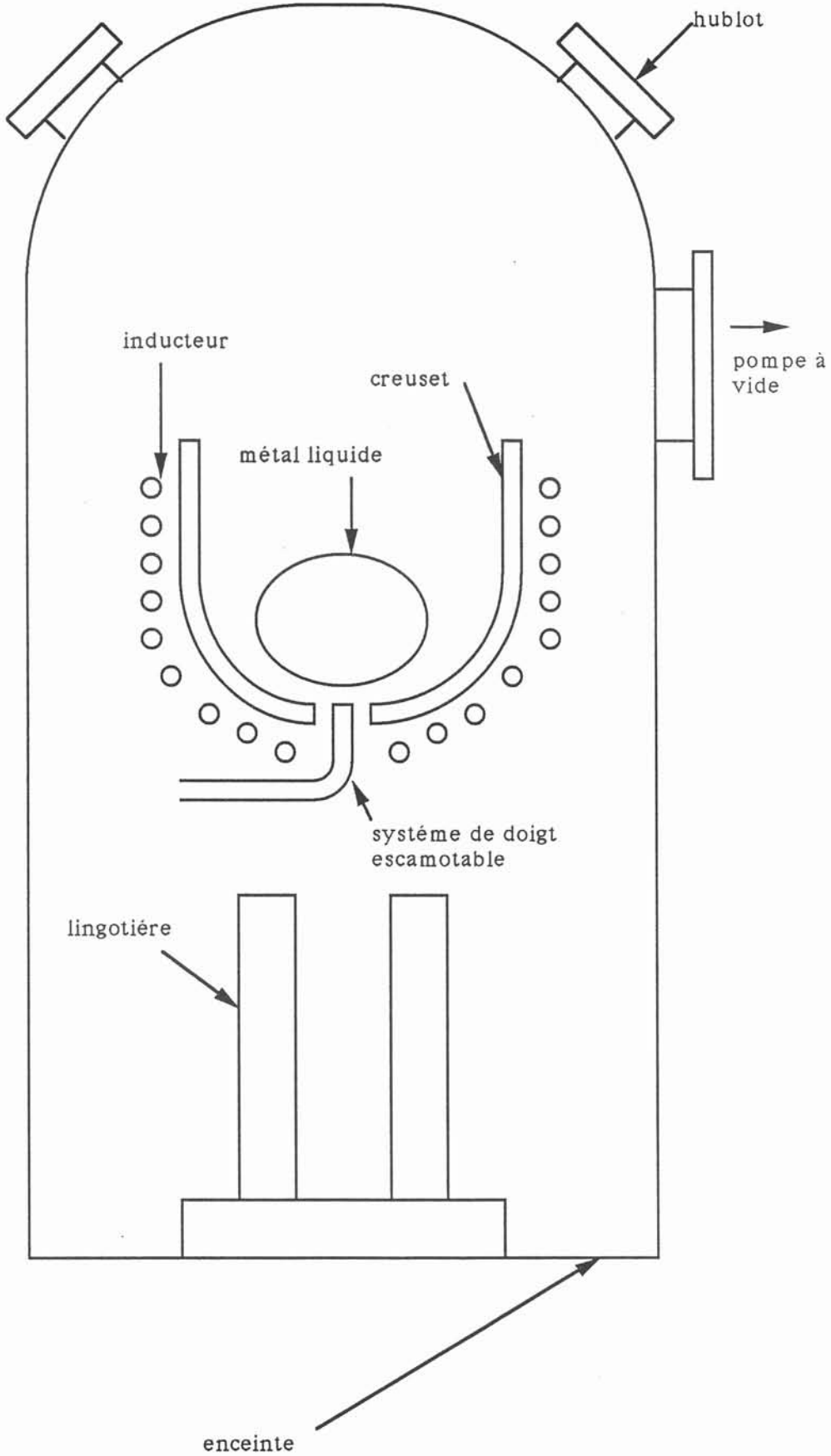


figure V.10 Dispositif expérimental choisi pour l'installation de lévitation

- un creuset à fond conique jouera un rôle très important de concentrateur de champ dans la partie basse du creuset.

- un creuset à fond hémisphérique présentera une répartition du champ magnétique de module plus faible mais beaucoup plus homogène.

Ainsi, du fait de la géométrie du bas creuset à fond conique (volume libre assez faible) et du champ magnétique existant (très fort), le métal liquide sera repoussé dans une zone de champ trop faible à mi-hauteur qui ne permet pas la lévitation.

Alors que dans le cas d'un creuset à fond hémisphérique, on a une géométrie interne qui permet au métal liquide de se positionner dans une zone de champ de module suffisamment fort pour permettre la lévitation.

V.4 - DESCRIPTION DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL CHOISI

Le dispositif que nous utiliserons pour l'étude expérimentale de l'influence de certains paramètres comporte (figure V.10) :

- un inducteur en tube de cuivre (diamètre 10 mm), constitué de neuf spires et dont la forme épousera la paroi externe brisée du creuset. On placera deux spires en dessous du fond interne du creuset.

- un creuset à fond hémisphérique, dont la partie supérieure sera cylindrique. Il est composé de douze secteurs, séparés par des fentes d'épaisseur 1 mm. Dans le fond du creuset on a ménagé un trou permettant la coulée du métal liquide en lingotière.

- un doigt en cuivre, refroidi par une circulation interne d'eau, obturant le trou de coulée pendant la fusion. Ce doigt est monté sur un dispositif permettant son escamotage depuis l'extérieur de l'enceinte par le manipulateur.

- une lingotière en cuivre constituée de demi-coquilles cylindriques refroidies par une circulation externe d'eau.

CHAPITRE 6

VI - ETUDE EXPERIMENTALE DE L'INFLUENCE DE CERTAINS PARAMETRES

VI.1 - INTRODUCTION

Les essais effectués dans la configuration précédemment décrite nous ont permis de dégager deux paramètres ayant une influence prépondérante sur le phénomène de lévitation :

- la composition du matériau à léviter : on a pu constater que pour des matériaux à matrice Ni, Ti ou Fe, dont les conductivités électriques calculées par la loi de Wiedermann Franz étaient relativement identiques (tableau VI.1 ci-dessous), on obtenait des comportements très différents.

| Métal ou alliage | Conductivité thermique à 1000°C (18) W/m ² °K | Conductivité électrique à 1000°C (Ωm) ⁻¹ |
|------------------|---|--|
| Ni | 62 | 19,8.10 ⁵ |
| Superalliage | 21,7 | 6,95.10 ⁵ |
| Ti | 19,7 | 6,31.10 ⁵ |
| Fe | 22 | 7,05.10 ⁵ |

tableau VI.1 : Caractéristiques physiques des matériaux étudiés

Des essais sur la masse (variant entre 200 et 900 g) ou le volume de la charge à léviter (pour une masse d'environ 500 g on a utilisé des matériaux dont la densité variait entre 2,38 et 8,9.10³.kg/m³) ont montré que lorsqu'un matériau ne comportait pas d'aptitudes initiales à la lévitation (tous les autres paramètres étant constants), une modification de la masse ou du volume ne semblait pas amener une différence sensible de comportement.

Il est cependant intéressant de constater qu'une augmentation de masse pour un matériau proche de la lévitation, (alliage base nickel) ne semble pas (si la puissance injectée dans le système augmente en conséquence) dégénérer le phénomène.

- la fréquence : des essais effectués à partir d'alliages base nickel nous ont permis de montrer les différents comportements observés en fonction de la fréquence. Un calcul analytique nous permettra d'approcher l'influence de ce paramètre.

VI.2 - INFLUENCE DE LA COMPOSITION DU MATERIAU A LEVITER

Sur les photos 1, 2 et 3 de la figure VI.1, il est possible d'observer la forme du métal liquide pour différents matériaux et dans des conditions de lévitation données par le tableau VI.2 ci-dessous :

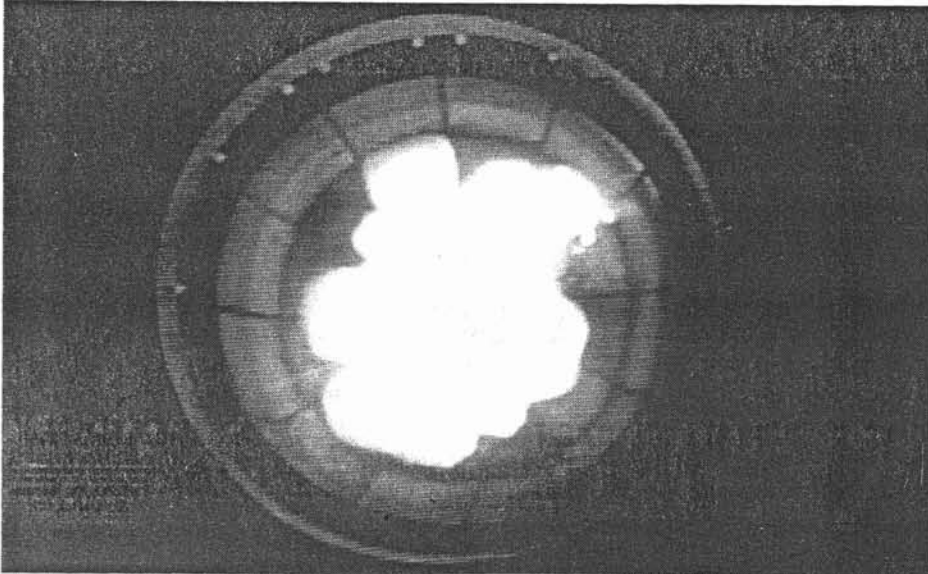


photo 1:
alliage base nickel

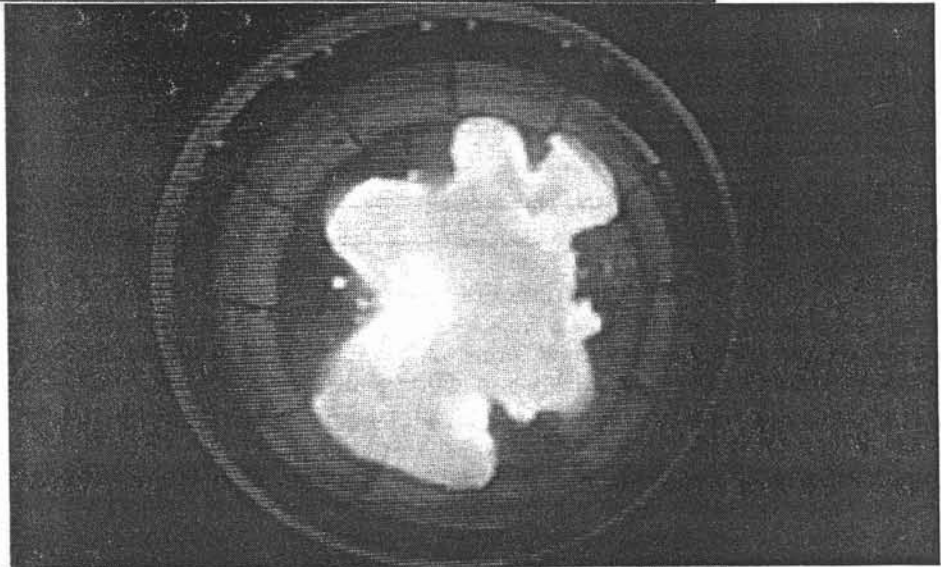


photo 2 : TA6V

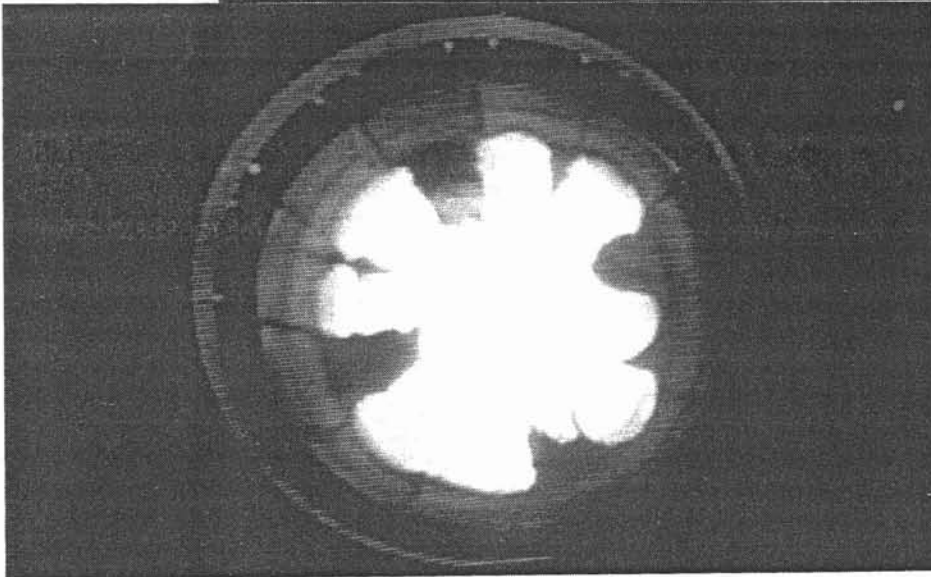


photo 3 : nickel pur

figure VI.1 Influence de la composition du matériau à léviter

| Matériau | n° photo | fréquence (kHz) | puissance pupitre (kW) | masse (g) |
|------------------------|----------|--------------------|---------------------------|--------------|
| alliage base nickel | 1 | 19 | 75 | 620 |
| nickel pur | 2 | 19 | 78 | 510 |
| TA6V | 3 | 19 | 80 | 560 |

tableau VI.2 : Conditions expérimentales des essais sur l'influence de la composition

Ainsi, on a pu faire les observations suivantes :

- pour l'alliage base nickel, on remarque la présence d'un film surfacique qui donne à la surface libre une forme "lissée". Il semble que la charge de métal liquide soit tangente au creuset, on a alors un angle de mouillage θ supérieur à 90° .

Ainsi, les points de contact avec le creuset existent, mais ceux-ci peuvent disparaître ou se déplacer vers un autre secteur.

- pour le nickel pur ou l'alliage de titane, on n'observe aucun film superficiel, de plus, on observe un angle de mouillage θ inférieur à 90° . Ainsi, les points de contact avec le creuset sont plus nombreux et semblent indissolubles pour ces conditions opératoires.

Il semble donc que ce qui différencie ces matériaux soit un effet de surface. En effet les trois matériaux étudiés ont un comportement différent vis à vis de l'oxygène présent dans l'enceinte :

- l'alliage base nickel tendra à former un film surfacique auto-protecteur constitué d'un oxyde,

- le titane ou ses alliages auront tendance à dissoudre l'oxygène de même que le nickel pur.

Cette remarque est confirmée par les travaux (20) qui montrent que l'oxygène peut avoir deux effets : une détérioration du mouillage aux basses températures lorsqu'il est sous forme d'oxyde encapsulant le métal liquide (cas de l'alliage base nickel), un effet d'amélioration aux plus hautes températures lorsque l'oxygène est dissous dans le métal liquide (cas du TA6V ou du nickel pur)

Une conséquence directe de ces observations est qu'il semble nécessaire d'adapter l'état de surface du creuset au matériau à léviter. Dans le cas d'un matériau formant un film superficiel d'oxydes au cours de la fusion, la présence d'une surface interne de creuset non oxydée en cuivre entraînera une mauvaise mouillabilité du métal liquide, donc une possibilité de lévitation de la charge fondue.

Dans le cas d'un matériau ne formant pas de film superficiel, il peut alors être intéressant d'envisager la construction d'un creuset avec une surface interne oxydée. L'aluminium pourrait être un matériau analogue au cuivre au niveau des caractéristiques électriques et thermiques présentant un oxyde stable qui vérifierait la condition précédemment énoncée.

Il s'agit d'une perspective d'avenir intéressante à développer.

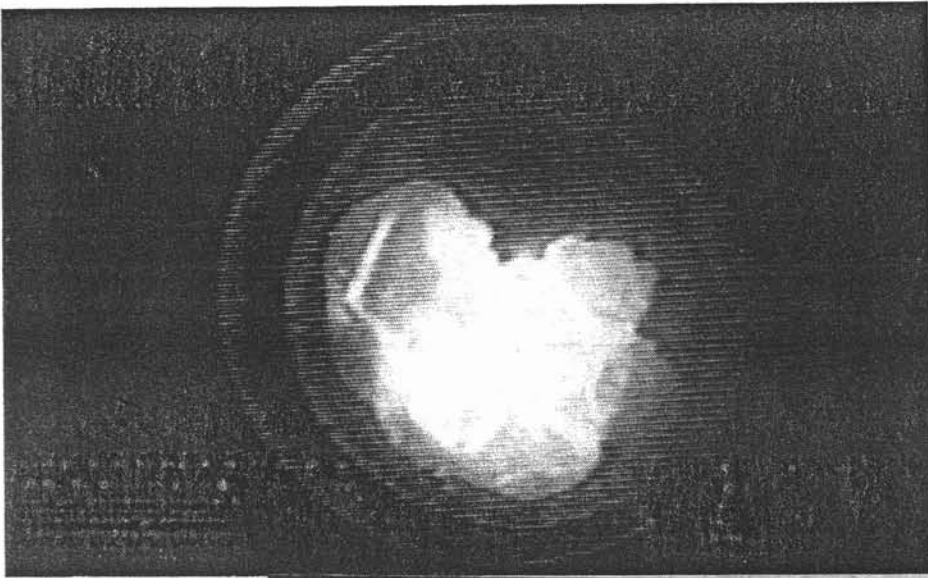


photo 1 : $f = 2,16 \text{ khz}$

photo 2 : $f = 10,7 \text{ khz}$

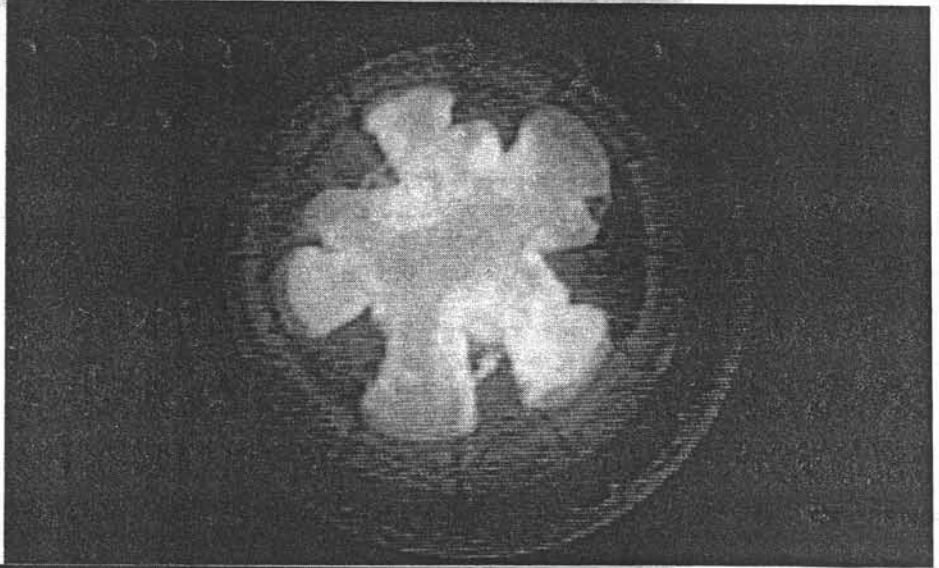


photo 3 : $f = 13 \text{ khz}$

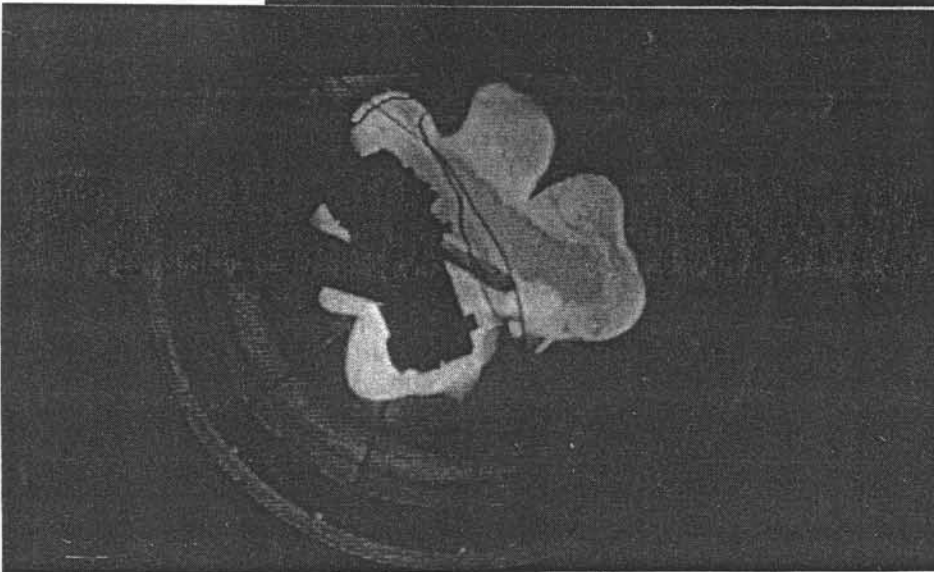


figure VI.2 Optimun expérimentale de fréquence

VI.3 - INFLUENCE DE LA FREQUENCE

VI.3.1 - ETUDE EXPERIMENTALE

Afin de dégager les tendances propres à la variation de ce paramètre, nous avons choisi d'étudier le comportement d'un alliage à base nickel. En effet, c'est pour ce type de matériau que l'état de surface du creuset que nous utilisons (cuivre) permettra au processus de lévitation de se dérouler dans de bonnes conditions.

Nous avons pu effectuer une série d'essais pour une gamme de fréquences relativement étendue (2,1 à 30 kHz) qui nous a permis de dégager les différents comportements illustrés par les photos 1, 2, 3, 4 et 5 de la figure VI.2. Les conditions de lévitation de ces cas sont regroupés dans le tableau VI.3 ci-dessous :

| n° photo | puissance pupitre (kW) | fréquence (kHz) | masse (g) | paramètre R/δ |
|----------|---------------------------|--------------------|--------------|------------------|
| 1 | 93 | 2,16 | 450 | 1,83 |
| 2 | 84 | 10,7 | 600 | 4,47 |
| 3 | 86,5 | 13 | 600 | 4,93 |
| 4 | 54 | 21 | 570 | 6,2 |
| 5 | 60 | 30 | 560 | 7,32 |

tableau VI.3 : Conditions expérimentales des essais sur l'influence de la fréquence

Pour tous ces essais, nous avons calculé le paramètre adimensionnel R/δ , où R représente le rayon de la sphère calculé à partir de la masse du matériau utilisé, δ épaisseur de peau électromagnétique (pour la conductivité électrique, nous avons pris la valeur calculée précédemment par la loi de Wiedemann Franz).

Les différents comportements que nous avons pu observer sont les suivants :

- $f = 2,16$ kHz : au fur et à mesure de la fusion du matériau initial, celui-ci tend à se solidifier contre le creuset, la zone liquide se trouve très réduite. On a pu constater que quelque soit le type de montée en puissance (progressif ou immédiat), on aboutissait au même comportement et que celui-ci restait irréversible même en augmentant la puissance injectée dans le système. Etant donné le caractère transitoire de la présence du liquide (inférieure à 50 s) nous n'avons pu observer de phénomènes de brassage.

- $f = 10,7$ kHz : pour cette fréquence, la zone liquide tend encore à disparaître au cours de la fusion, cependant, on observe un phénomène de brassage orienté du bas du creuset vers le haut, qui entraîne une solidification par couches successives sur quelques secteurs du creuset dans ce cas aussi, l'augmentation de la puissance n'apportera pas de modification au comportement. Le temps de présence d'une zone liquide varie entre 1 et 5 minutes.

- $f = 13$ kHz : comme le montre la photo 3, sur laquelle on discerne le dispositif expérimental permettant une mesure de température par thermocouple, on constate que la charge liquide est en quasi-lévitation. En effet, on remarque que la surface libre du métal est très déformée et animée d'un brassage intense. On observe l'existence de points de contacts en bas et à mi-rayon du creuset. Il est important de constater le caractère réversible de ceux-ci. Nous avons pu maintenir cette charge liquide en quasi-lévitation

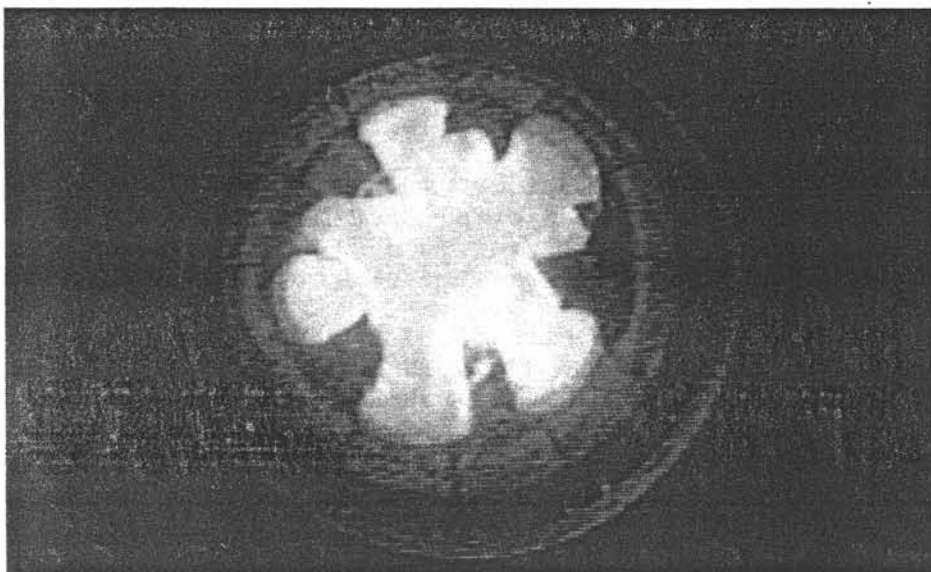


photo 4 : $f = 21 \text{ khz}$

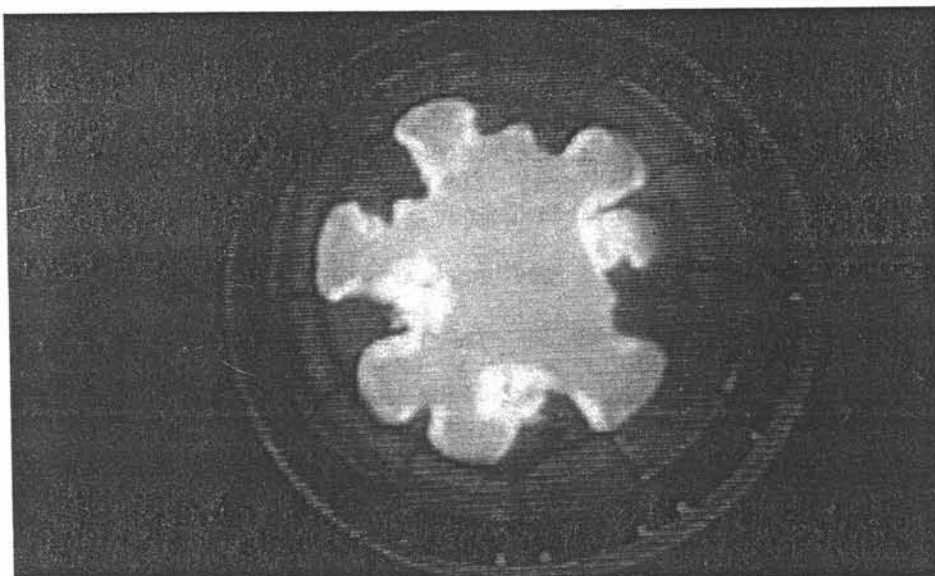


photo 5 : $f = 30 \text{ khz}$

figure VI.2 Optimun expérimentale de fréquence

pour des temps assez longs : 15 à 20 minutes environ. Une augmentation de puissance amplifie la déformation de la charge et l'intensité du brassage. Le temps de contact du métal avec le creuset est alors diminué.

- $f = 21$ kHz : on constate la présence d'une zone liquide importante et dont la quantité ne varie que très peu. On observe la présence de points de contact dont certains sont irréversibles. Le brassage existe mais semble moins intense. Comme pour le cas précédent, la charge reste encore très déformée en face des fentes. Une augmentation de puissance n'apporte pas de modification de comportement. Cette configuration semble stable dans le temps.

- $f = 30$ kHz: on observe la présence d'une zone liquide importante, sa quantité ne variant que très peu. On constate la présence de points de contact irréversibles un secteur sur deux. La charge est de moins en moins déformée, de plus le brassage devient difficilement observable. Une augmentation de puissance n'apporte pas de modification de comportement. Cette configuration semble stable dans le temps.

Ainsi, de ces observations semblent se dégager l'existence d'un optimum de fréquence pour le processus de lévitation pour une valeur de R/δ égal à 4,93 (soit R_{ω} paramètre d'écran proche de 50).

Il est remarquable de constater que l'ordre de grandeur de cet optimum est assez éloigné des conditions habituelles de lévitation, en effet, dans la littérature, on trouve des valeurs du paramètre d'écran R_{ω} variant de 90 (21) à plus de 200 (22).

Néanmoins, l'idée de travailler à des valeurs de R/δ plus faibles afin d'améliorer le processus de lévitation par augmentation du module des forces de lévitation provient essentiellement des résultats obtenus dans le cas du formage électromagnétique de métaux liquides (23).

Ainsi, on se propose de calculer analytiquement la force de pression à la surface cylindrique de hauteur fine dans une installation de creuset froid, afin de montrer l'existence d'un optimum de fréquence pour cette force.

VI.3.2 - CALCUL ANALYTIQUE D'UN OPTIMUM DE FREQUENCE

* Introduction

La possibilité de dégager analytiquement un optimum de fréquence provient d'une vision électrique plus globale du système creuset-inducteur. Il est nécessaire pour comprendre les bases de ce raisonnement, de rappeler les lois simples suivantes :

- le circuit oscillant creuset inducteur peut être assimilé à une résistance équivalente $\mathcal{R} = \frac{L}{RC}$, L inductance, R résistance, C capacité du système, (24) (25).

- La force de pression magnétique est proportionnelle au carré de l'intensité circulant dans l'inducteur,

- la résistance de la charge varie soit en fonction de f pour les faibles valeurs de fréquence, soit en fonction du carré de f pour la gamme de

fréquences utilisée dans les systèmes de fusion de matériaux métalliques en creuset froid,

- on montre que le rendement électrique puissance transmise à la charge sur puissance totale injectée augmente pour se stabiliser à une valeur maximale fonction de la résistivité du matériau. Ce maximum est atteint dans notre cas pour R/δ égal à 5. Ce calcul est mené à intensité constante dans l'inducteur.

Afin de déterminer la fréquence de travail, il est nécessaire de considérer que les générateurs utilisés dans la pratique ne fournissent qu'une puissance constante aux bornes du circuit, l'intensité dépendant de la résistance du système creuset-inducteur.

Ainsi, à haute fréquence, on aura une augmentation de cette résistance qui entraînera une diminution de l'intensité et une chute de la force de pression magnétique. Ce raisonnement qualitatif explique la présence de l'optimum de fréquence. Essayons de le déterminer analytiquement.

* Principe de la méthode utilisée pour le calcul des grandeurs électriques.

Nous utiliserons dans le cas de la géométrie décrite par la figure VI.3 la théorie du transformateur appliquée à notre cas (24). Les hypothèses de calcul sont les suivantes :

- l'inducteur est considéré comme le primaire du transformateur, alors que la charge et les secteurs du creuset comme un secondaire en court-circuit.

- On suppose les secteurs du creuset et la charge sont de même hauteur, l'élancement de l'inducteur est donné par $h \geq 2 r_0$,

- L'induction magnétique est supposée uniforme et parallèle à l'axe de symétrie, on néglige notamment les effets de bord.

- On se place dans le cas d'une fine épaisseur de peau pour le creuset, la charge étant traitée en y considérant l'épaisseur de peau quelconque.

Le calcul développé dans (24) et (25) permet d'obtenir les grandeurs nécessaires au calcul de la pression magnétique. On utilisera la relation :

$$F = 1/2 \iiint_V \operatorname{Re}(\vec{j} \wedge \vec{B}) \, dv$$

F force de pression magnétique

j partie conjuguée du courant circulant dans la charge

B champ magnétique

Re signifie partie réelle

des étapes clefs permettant le calcul de F sont données dans l'annexe 4.

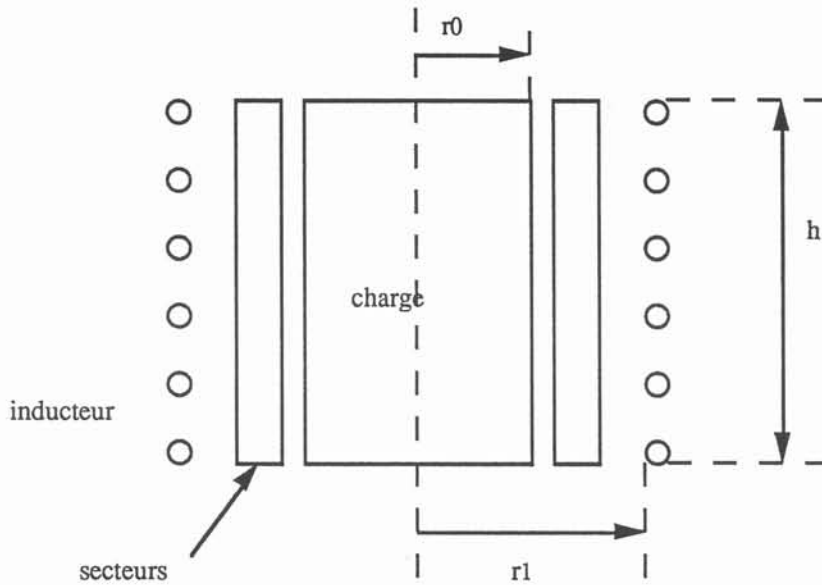


figure VI.3 Géométrie étudiée pour l'optimum analytique de fréquence

* Résultats obtenus

Pour le cas dont les caractéristiques géométriques et physiques sont données dans le tableau VI.4 ci-dessous, nous avons tracé la variation de la force en fonction de R/δ pour deux hypothèses :

- la courbe notée $F/(I_1^2)$ suppose que l'intensité reste constante dans l'inducteur,

- pour celle notée F/P on tient compte du fait que l'on travaille à puissance constante lors des changements de fréquence.

Les résultats donnent la variation adimensionnelle de F (on a rapporté F à sa valeur maximale pour chaque hypothèse) en fonction de R/δ (voir figure VI.4).

| | |
|--|--|
| inducteur | 6 spires 4 cm de rayon $1.10^{-3} \Omega$ pour la résistance en continu |
| creuset | 12 secteurs secteur de forme rectangulaire ($1 \times 1,5 \text{ cm}^2$) $5.10^{-5} \Omega$ pour la résistance en continu d'un secteur |
| charge | 2,31 cm de rayon $6,95.10^5 (\Omega \text{ m})^{-1}$ de conductivité électrique |
| hauteur inducteur creuset charge : 5.10^{-2} | |

tableau VI.4 : Caractéristiques physiques et géométriques des cas étudiés

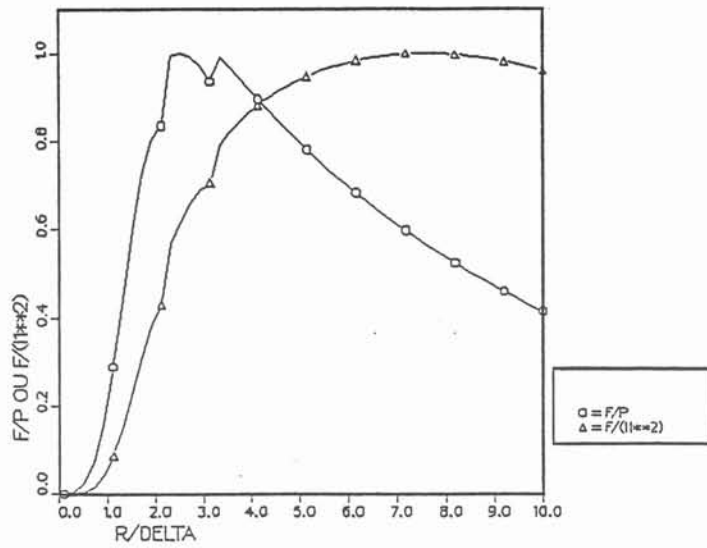


figure VI.4 Variation de la force de pression magnétique en fonction de r/δ dans deux cas:

- intensité constante dans l'inducteur (F/I^2)
- puissance constante aux bornes du circuit oscillant (F/P)

Ces courbes nous permettent de montrer l'intérêt de considérer le générateur comme une source de puissance. Ainsi on peut décomposer la variation de F en trois parties :

- pour $R/\delta < 2,5$ on a une diminution très rapide de R/δ pour les faibles fréquences, il convient d'éviter cette zone pour le processus de lévitation.

- pour $2,5 \leq R/\delta \leq 3,5$ on a un optimum de fréquence bien marqué pour la force de pression magnétique (les anomalies observables sur les courbes pour R/δ égal à 3 sont dues à un problème de raccordement des formules utilisées pour le calcul des fonctions de Bessel)

- pour $R/\delta > 3,5$ on observe une décroissance importante de la force de pression magnétique pour les hautes fréquences, qui n'existe pas si l'on considère que l'intensité reste constante dans l'inducteur.

Les courbes des figures nous permettent de connaître l'influence de la conductivité électrique et de la géométrie de la charge sur l'optimum de fréquence. Les deux paramètres étudiés sont donc :

- la conductivité électrique avec $\sigma_1 = 1.10^6 (\Omega \text{ m})^{-1}$ pour une hauteur égale à h_1

$$\sigma_2 = 6,95.10^5 (\Omega \text{ m})^{-1}$$

$$\sigma_3 = 1.10^4 (\Omega \text{ m})^{-1}$$

pour une hauteur égale à h_1

- la hauteur de la charge, de l'inducteur et du creuset :

$$h_1 = 5.10^{-2} \quad \text{géométrie 1}$$

$$h_2 = 7.10^{-2} \quad \text{géométrie 2}$$

$$h_3 = 3.10^{-2} \quad \text{géométrie 3}$$

pour une conductivité électrique égale à σ_2

Les autres paramètres restant fixés aux valeurs précédemment utilisées.

Plusieurs tendances peuvent être dégagées :

- la valeur de l'optimum de fréquence n'est que très peu modifiée par un changement des caractéristiques électriques ou géométriques,

- on remarque que celui-ci est d'autant plus marqué que la charge est meilleure conductrice de l'électricité : la force de pression magnétique a alors un module plus grand.

- on constate que l'allongement du cylindre tend à masquer l'effet d'optimum et diminue le module de la force.

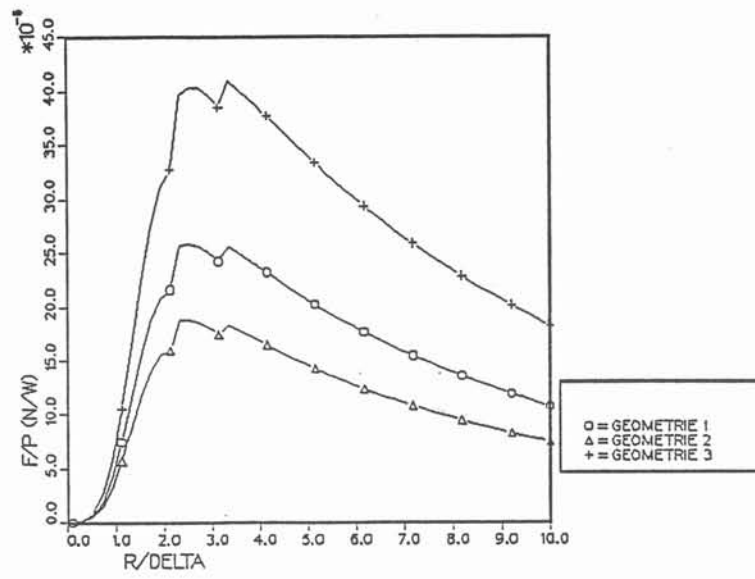


figure VI.6 Influence de la géométrie du système

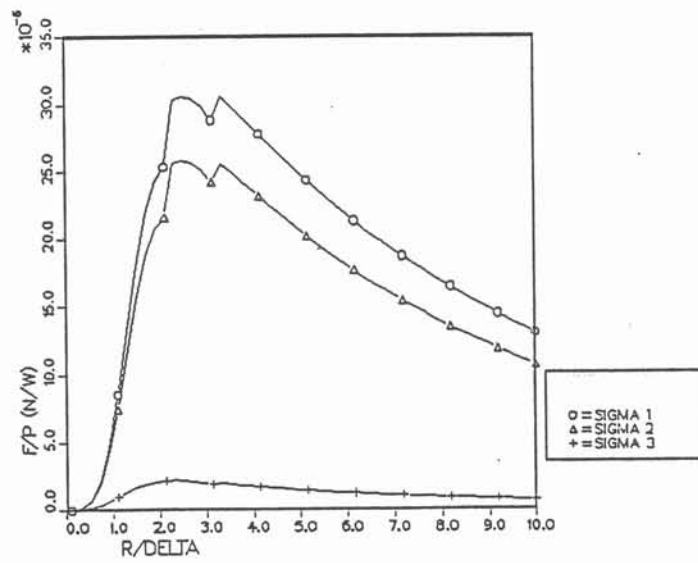


figure VI.5 Influence de la conductivité électrique

VI.3.2 - Interprétation des résultats expérimentaux obtenus et conclusion

Lorsque l'on compare la valeur de l'optimum de fréquence dégagée expérimentalement (R/δ égal à 5) et celle obtenue analytiquement (R/δ égal à 3), on observe une certaine différence.

Il est nécessaire pour expliquer cette différence de rappeler les hypothèses formulées:

- la charge, le creuset ainsi que l'inducteur sont supposés avoir la même hauteur et de géométries cylindriques simples, or dans la pratique la charge est souvent de dimensions réduites par rapport aux autres éléments et la géométrie du système est souvent complexe.

- l'absence de prise en compte des effets d'extrémités faire perdre au problème une partie de son caractère tridimensionnel.

- on suppose que l'adaptation d'impédance est parfaite quelle que soit la fréquence de travail, ce qui n'est pas validée expérimentalement.

Cependant, ce calcul analytique nous permet de dégager des tendances importantes pour le procédé de lévitation.

- Afin de déterminer la fréquence de travail, il importe de choisir des valeurs de R/δ un peu supérieures à l'optimum afin d'éviter la zone correspondant à la décroissance très rapide de la force de pression magnétique.

- La géométrie de la forme à léviter semble jouer un grand rôle, il paraît plus intéressant de s'orienter vers une géométrie sphérique plutôt qu'ellipsoïdale. Cette remarque orientera considérablement le choix de la surface interne du creuset : une forme hémisphérique semble une forme mieux adaptée.

En conclusion, il semble que le choix d'un paramètre R/δ égal à 4 soit un bon compromis entre le calcul analytique de l'optimum et toutes les hypothèses simplificatrices électriques ou géométriques qui ont permis sa détermination.

CHAPITRE 7

VII -ETUDE ELECTROMAGNETIQUE D'UN CREUSET DEROULE

VII.1-INTRODUCTION

Lors des expériences de lévitation, on a pu mettre en évidence l'influence déstabilisante des déformations de la surface libre du métal en fusion dues aux gradients d'induction magnétique très importants en face des fentes. Jusqu'à présent les différents logiciels de modélisation électromagnétique ne permettaient pas de prendre en compte une géométrie de charge non axisymétrique (la perte de symétrie étant due à un événement quelconque intervenu au cours de la fusion), et de plus ne pouvaient envisager d'autres formes de creusets (non périodiques en θ).

Ainsi nous avons écrit un logiciel permettant à partir d'une configuration plus simple : "le creuset déroulé", de décrire quelques uns des phénomènes rencontrés en cours d'expérimentation, mais aussi d'envisager des formes de creuset mieux adaptées à notre étude.

Le choix de la configuration a été dicté essentiellement par deux exigences :

- Les lois de l'électromagnétisme sont plus facilement applicables dans le cas d'une géométrie décrite à partir de segments rectilignes; en effet le potentiel vecteur peut être calculé de façon rigoureuse, contrairement au cas d'une géométrie cylindrique , où il est difficile de calculer exactement le potentiel vecteur créé par un courant circulant sur un arc de spire;

- Le nombre d'inconnues du système se trouve limité par la prise en compte d'un nombre réduit de secteurs , et nécessite donc un ordinateur de taille mémoire raisonnable.

VII.2 MODELISATION ELECTROMAGNETIQUE D'UN CREUSET "DEROULE"

VII.2.1 PRINCIPE

Le principe de la méthode a déjà été décrit dans la partie relative au dimensionnement d'un inducteur pour le creuset rectangulaire.

VII.2.2 MAILLAGES UTILISES

Dans le cas d'une hypothèse de fine épaisseur de peau, il apparaît qu'un maillage surfacique suffit pour résoudre le problème posé. Le type de découpage utilisé pour les secteurs est représenté figure VII.1, il comporte les particularités suivantes :

- Il est possible de prendre en compte l'existence de courants verticaux, sur les faces latérales des fentes, ainsi que sur les faces externes et internes du secteur ;

- Le maillage de la face interne peut être choisi indépendamment de celui de la face externe, alors que le nombre de mailles est identique pour les deux faces latérales ;

- Le pas des mailles peut être variable sur une même face et d'une face à l'autre, cependant il semble indispensable de garder une certaine symétrie au niveau des faces des fentes.

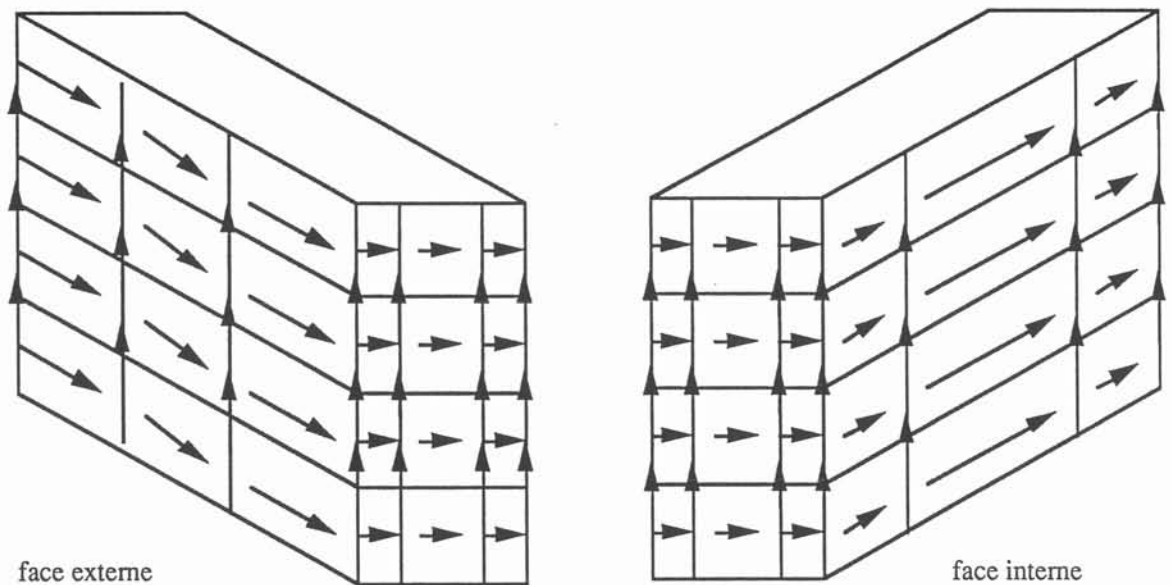
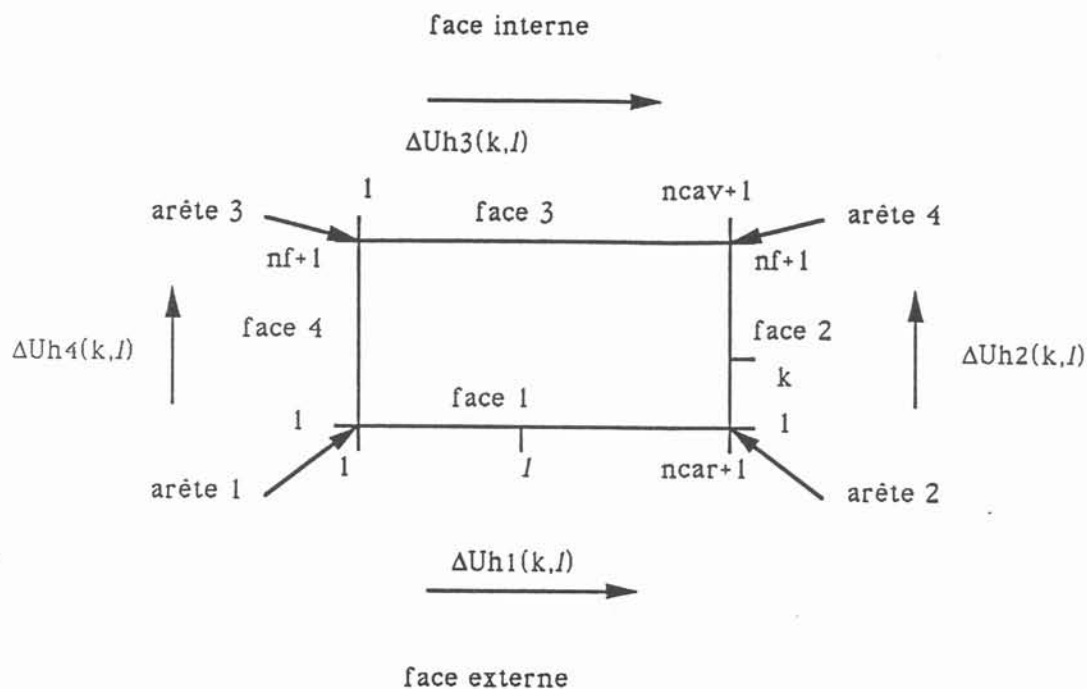
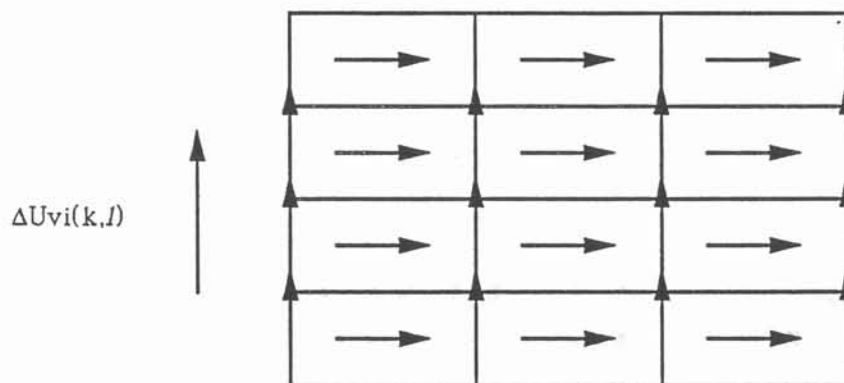


figure VII.1 Maillage d'un secteur

vue du haut d'un secteur



vue de côté d'une face d'un secteur



$\Delta U_{hi}(k,l)$ différence de potentiel d'un élément de courant horizontal

$\Delta U_{vi}(k,l)$ différence de potentiel d'un élément de courant vertical

k indice de "tranche" horizontale k varie de 1 à nt

| | |
|------|--|
| ncav | nombre de mailles sur la face interne (face 3) |
|------|--|

ncar nombre de mailles sur la face externe (face 1)

| | |
|----|---|
| nf | nombre de mailles sur une face latérale |
|----|---|

i indice de face si i=1 / varie de 1 à ncar+1
 i=2 ou i=4 / varie de 2 à nf
 i=3 / varie de 1 à ncav+1

figure VII.2 Notations utilisées pour les lois de Kirchoff

VII.2.3 EQUATIONS DE BASE

Les différentes équations décrivant le problème ont été décrites dans la partie relative au dimensionnement d'un inducteur pour le creuset rectangulaire.

VII.2.4 MISE EN EQUATION ET RESOLUTION

a) Lois des mailles

Pour écrire les différentes équations nous utilisons les notations illustrées par la figure VII.2.

* lois des mailles verticales.

Pour chaque secteur, on peut écrire pour une maille verticale la relation suivante :

$$\Delta U_{Hi} (k,l) - \Delta U_{Hi} (k + 1,l) - \Delta U_{vi} (k,l - 1) + \Delta U_{vi} (k,l) = 0$$

i indice de face variant de 1 à 4

ΔU_{Hi} différence de potentiel d'un élément de courant horizontal

ΔU_{vi} différence de potentiel d'un élément de courant vertical

| | | |
|---------------------|-------------|---------------------------|
| $h \in (1, NT - 1)$ | face 1 | l varie de 1 à NCAV + 1 |
| | face 2 et 4 | l varie de 2 à NF |
| | face 3 | l varie de 1 à NCAV + 1 |

* lois des mailles horizontales

Nous n'écrivons qu'une loi des mailles horizontales par secteur. Ainsi pour $h = 1$ on aura :

$$\sum_{l=1}^{NCAR} \Delta U_{H1} (1,l) + \sum_{l=1}^{NF} \Delta U_{H2} (1,l) - \sum_{l=1}^{NCAV} \Delta U_{H3} (1,l) - \sum_{l=1}^{NF} \Delta U_{H4} (1,l) = 0$$

Pour retrouver l'équation relative à $h = 2$ (par exemple), il suffit de sommer toutes les lois des mailles verticales et de retrancher la relation ci-dessus.

b) Lois des noeuds

La discrétisation des secteurs autorisant la présence de courants verticaux, il faut déterminer la section de passage de ces derniers. Celle-ci est fonction de la géométrie du secteur et notamment de l'angle constitué par l'arête où circule le courant, et de l'épaisseur de peau électromagnétique. La formule permettant le calcul de la section de passage est :

$$S_v = \theta \frac{\delta^2}{2} \quad \text{où} \quad S_v \text{ représente la section de passage}$$

θ angle défini par la figure VII.3
 δ épaisseur de peau électromagnétique

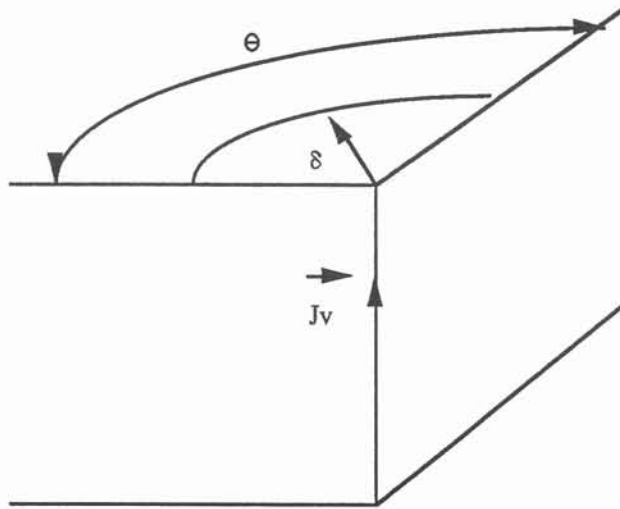


figure VII.3 Section de passage d'une densité de courant verticale

Pour écrire les différentes lois des noeuds nous utilisons les notations :

S_H pour la section de passage horizontale
 $S_H = \delta h$ où h est la hauteur de la maille considérée
 S_v pour la section de passage verticale

On a pour le cas général :

$$J_{Hi} (k, l - 1) S_H - J_{Hi} (k, l) S_H + J_{Vi} (k - 1, l) S_v - J_{Vi} (k, l) S_v = 0$$

avec i indice de face variant de 1 à 4
 $k \in (2, NT - 1)$
 $l \in (2, NCAR)$

J_{Hi} densité de courant d'un élément de courant horizontal
 J_{Vi} densité de courant d'un élément de courant vertical

Cas particuliers :

- $k = 1$ on aura les équations :

$$J_{Hi} (k, l - 1) S_H - J_{Hi} (k, l) S_H - J_{Vi} (k, l) S_v = 0$$

- $k = NT$

$$J_{Hi} (k, l - 1) S_H - J_{Hi} (k, l) S_H + J_{Vi} (k - 1, l) S_v = 0$$

- Les arêtes 1,2,3 et 4 seront traitées séparément, en effet $J_{Hi1}(k,l-1)$ n'appartenant pas à la même face que $J_{Hi2}(k,l)$.

c) Ecriture des lois d'Ohm

Pour le calcul du potentiel vecteur nous suivrons la même démarche que dans la partie relative au dimensionnement d'un inducteur pour le creuset rectangulaire. Ainsi on a pu obtenir:

$$\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} \int_{h_{min}}^{h_{max}} \ln \frac{t_2 - t_0 + \sqrt{(t_2 - t_0)^2 + R^2}}{t_1 - t_0 + \sqrt{(t_1 - t_0)^2 + R^2}} dh \vec{t}$$

$$\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} \int_{h_{min}}^{h_{max}} f(t_2, t_1, h) dh \vec{t}$$

L'intégrale étant calculée numériquement par une méthode de Gauss.

Les lois d'Ohm s'écriront pour une densité de courant \vec{j}_m associée à une bande ou à un segment rectiligne, de la façon suivante :

$$\vec{j}_m \vec{t}_m = -\sigma \frac{\Delta V_m}{\Delta l} \vec{t}_m - j\sigma \omega \sum_n a(j_n) \vec{t}_n$$

La somme sur l'indice n indique que l'on considère la totalité des interactions dues à des bandes ou segments ayant un vecteur directeur non orthogonal à \vec{t}_m .

VII. 2.5 Résolution du système

Le système est donc constitué des lois d'Ohm qui représentent $(2NT-1)$ (NCAR + NCAV+2NF) équations, les lois des mailles virtuels : $(NT-1)$ (NCAR+NCAV+2NF) relations, 1 loi de maille horizontale et $NT(NCAR+NCAV+2NF)-1$ lois des noeuds pour un secteur.

Si le nombre de secteurs est noté NS , on a donc un système de $2NS(2NT-1)(NCAR+NCAV+2NF)$ équations où les inconnues sont $(J_i, \Delta U_i)$ i indice de face variant de 1 à 4.

Ce système est résolu par une méthode classique de Gauss avec recherche du pivot maximum.

VII. 2.6 Calcul de l'induction magnétique

L'induction magnétique est calculée à partir du potentiel vecteur grâce à la relation

$$\vec{B} = \text{rot } \vec{A}$$

* Induction magnétique créée par un segment filiforme vertical.

Avec le système de coordonnées cartésiennes utilisé on a :

$$B_x = \frac{\partial A_z}{\partial y}$$

$$B_y = - \frac{\partial A_z}{\partial x}$$

$$B_z = 0$$

En effet un segment de courant vertical n'a qu'une composante suivant z pour le potentiel vecteur.

On a vu précédemment que
$$\vec{A}(M) = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} f(z_1, z_2, h) \vec{z}$$

on en déduit aisément

$$B_x = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} \frac{\partial f}{\partial y} (z_1, z_2, h)$$

$$B_y = - \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+i} \frac{\partial f}{\partial x} (z_1, z_2, h)$$

$$B_z = 0$$

* Induction magnétique créée par une bande horizontale.

Cette bande n'est donc constituée que de segments filiformes parallèles dont la direction appartient au plan (O, x, y), on a alors de façon générale :

$$B_x = \frac{\partial A_y}{\partial z}$$

$$B_y = \frac{\partial A_x}{\partial z}$$

$$B_z = \frac{\partial A_y}{\partial x} - \frac{\partial A_x}{\partial y}$$

Prenons l'exemple d'une bande constituée de segments filiformes parallèles à l'axe x. En utilisant pour les différentes intégrations les hypothèses émises pour le calcul du potentiel-vecteur, on obtient

$$B_x = 0$$

$$B_y = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+j} [f(z_1, z_2, h_{\max}) - (f(z_1, z_2, h_{\min}))]$$

$$B_z = \frac{\mu_0 J_0}{4\pi} \frac{\delta}{1+j} \int_{h_{\min}}^{h_{\max}} \frac{\partial f}{\partial y} (z_1, z_2, h) dh$$

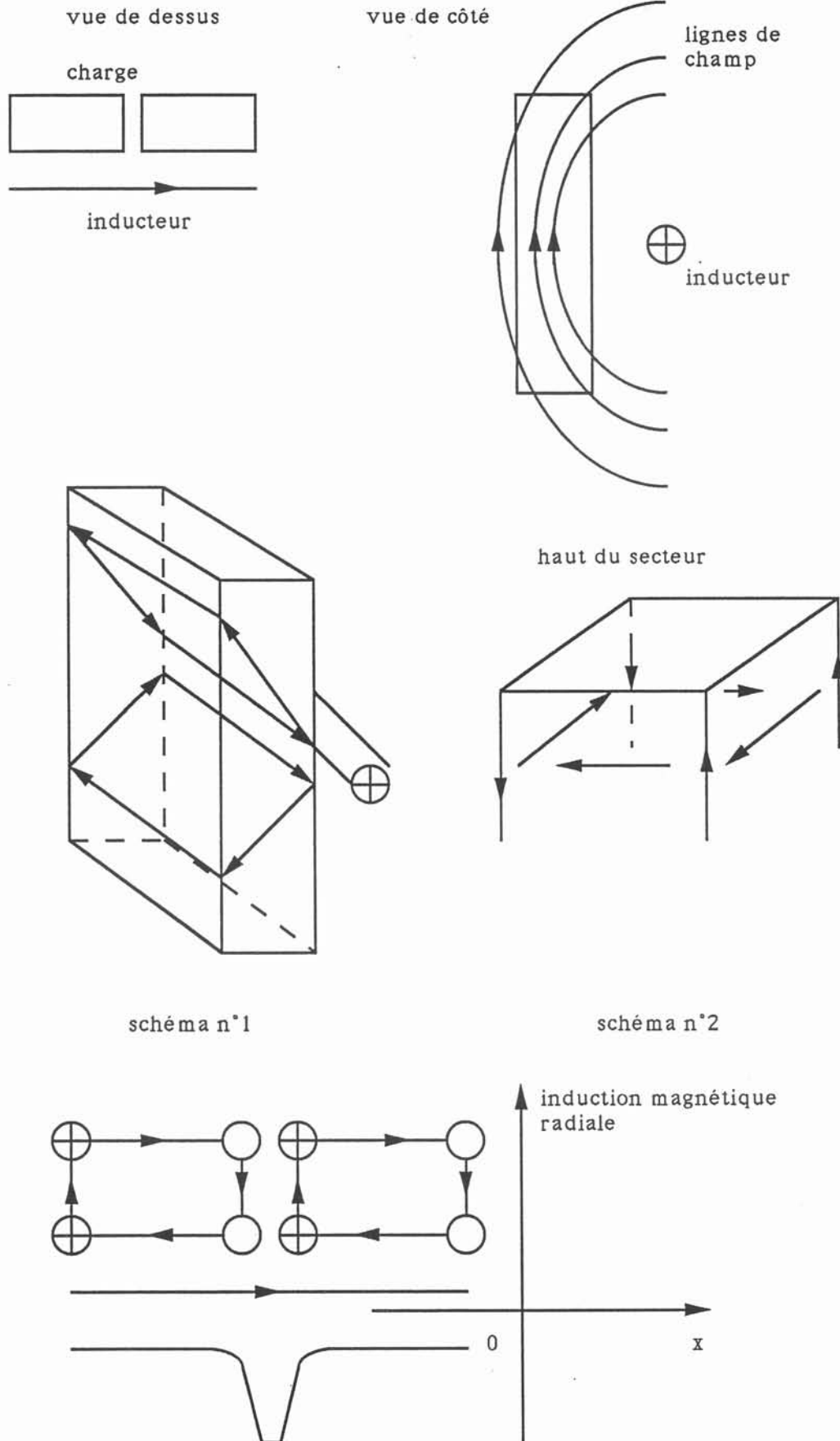


figure VII.4 Répartition qualitative des courants induits dans un secteur

VII.3 UTILISATION ET VALIDATION DU LOGICIEL

VII.3.1 INTRODUCTION

Nous allons essayer de dégager grâce à l'exploitation du logiciel, certaines tendances qui permettront d'apporter une aide à la conception du creuset. Il est intéressant de comprendre les phénomènes qui régissent la distribution et la répartition de l'induction magnétique devant le creuset déroulé.

Considérons le cas représenté sur la figure VII.4, en prenant comme hypothèse le sens du courant indiqué sur le schéma, les courants induits dans le secteur se développent de façon à vérifier la loi de Lenz. Les densités s'orientent conformément au schémas n° 1 et 2 de la figure VII.4. On a alors une approximation de la répartition des courants induits dans les deux secteurs.

Cette analyse nous permet de voir que l'induction radiale importante remarquée en face des fentes est dû à la présence de courants verticaux de sens inverses aux angles des secteurs. Il apparaît clairement que les paramètres qui peuvent avoir une influence sur la répartition de l'induction magnétique sont :

- L'épaisseur de la fente ;
- La géométrie de la section du secteur ;
- Le nombre de fentes ;
- La position des secteurs les uns par rapport aux autres.

Ce sont ces paramètres que nous étudierons grâce au code de calcul.

VII.3.2 ETUDE DE LA TAILLE D'UNE FENTE

VII.3.2.1 Introduction

L'objectif de cette étude est de dégager des tendances permettant d'approcher l'influence de l'épaisseur des fentes ou d'une d'entre elles sur la répartition de l'induction magnétique. Le but souhaité est d'obtenir des renseignements sur la tolérance qu'il convient d'avoir lors de l'usinage et de l'utilisation du creuset.

VII.3.2.2 Mesures expérimentales

Le dispositif utilisé pour mesurer l'induction magnétique est décrit dans l'annexe 3. Les mesures sont effectuées dans un creuset de lévitation qui présente certaines dissymétries au niveau des épaisseurs de fentes. Une représentation de celui-ci ainsi que les caractéristiques géométriques des fentes sont données sur la figure VII.5 et le tableau associé à la figure VII.6.

Les mesures de l'induction sont effectuées à proximité de la paroi du creuset, à la hauteur du point M indiqué sur la figure VII.5, afin de tracer la répartition azimutale de l'induction radiale représentée sur la figure VII.6.

Les valeurs de l'induction magnétique sont données sous forme adimensionnée afin de faciliter la comparaison avec les résultats obtenus par le logiciel. Nous avons normalisé par rapport à la valeur maximale mesurée de l'induction.

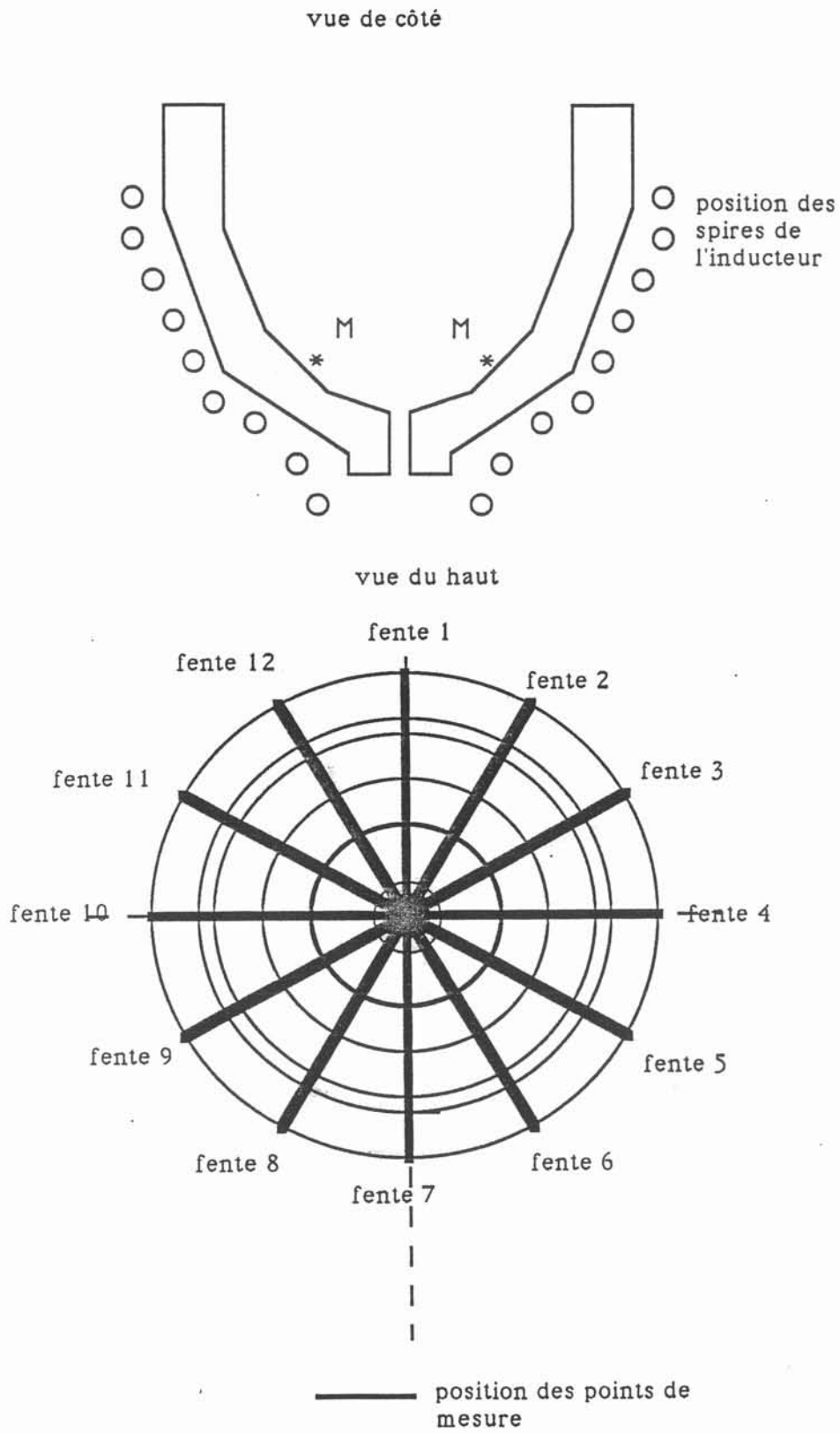
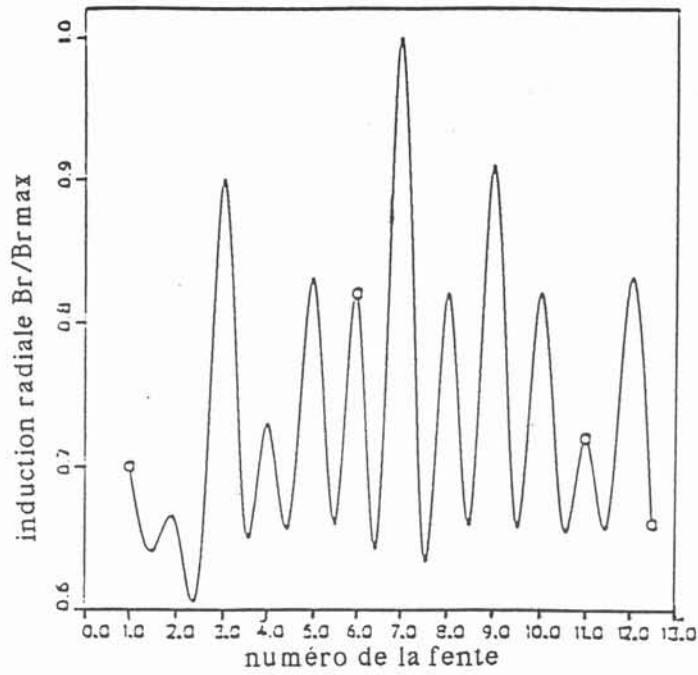


figure VII.5 Représentation du creuset de lévitation



| Numéro de la fente | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 |
|--------------------|-----|---|---|-----|---|---|-----|---|-----|----|-----|----|
| Epaisseur (mm) | 0,1 | 0 | 1 | 0,8 | 1 | 1 | 1,6 | 1 | 1,3 | 1 | 0,7 | 1 |

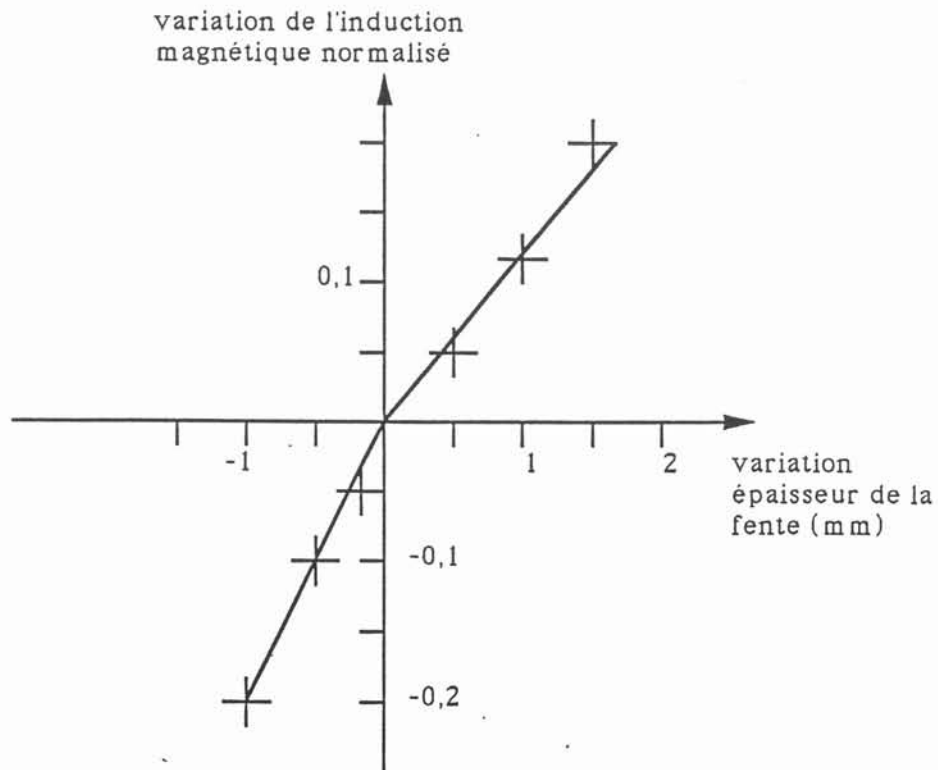
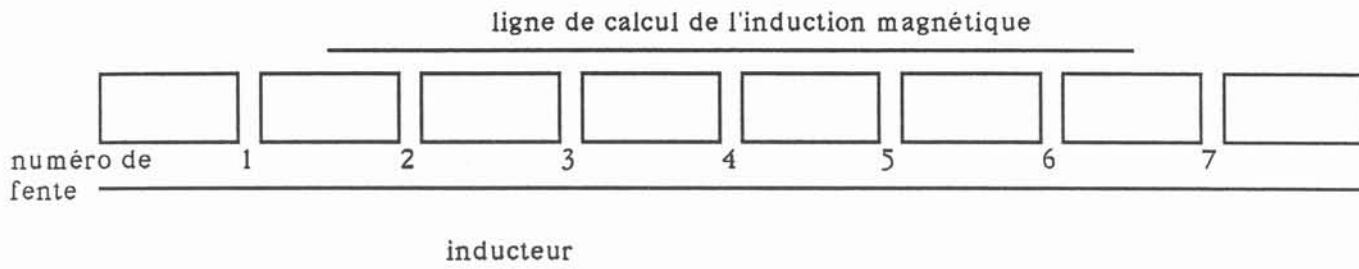


figure VII.6 Répartition expérimentale azimutale de l'induction radiale

vue de dessus



vue de côté

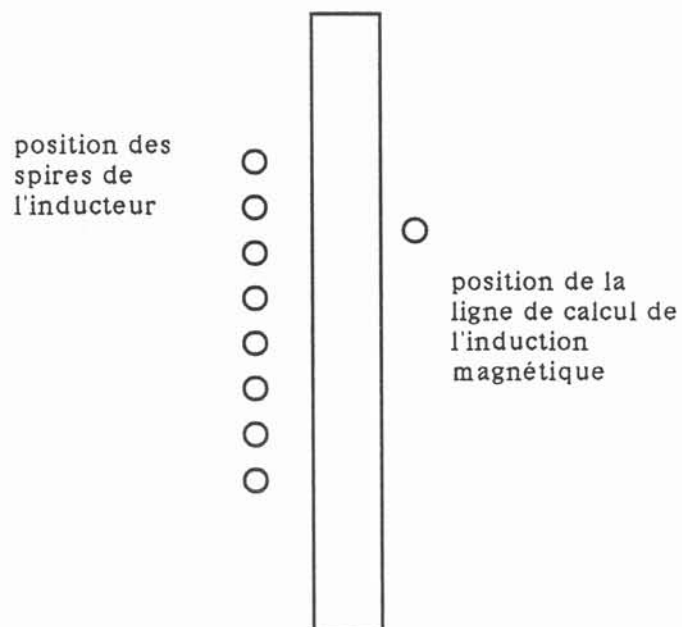


figure VII.7 Géométrie étudiée par la modélisation

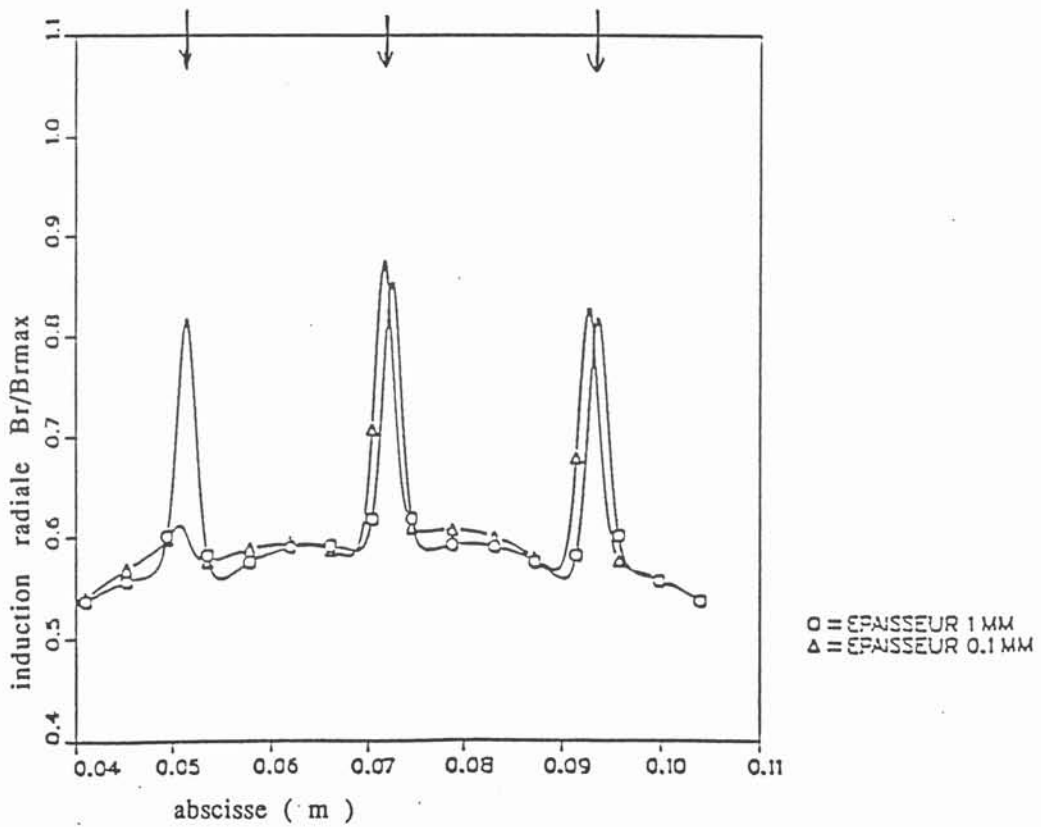
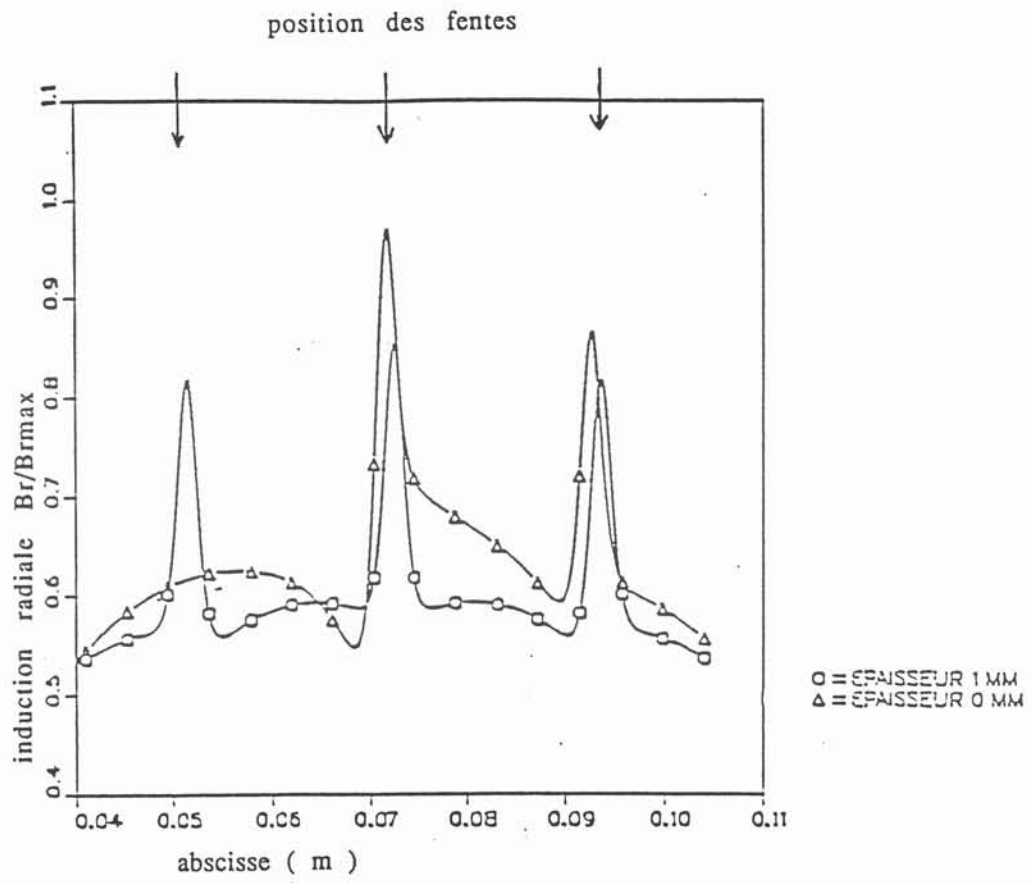


figure VII.8 Répartition de l'induction radiale

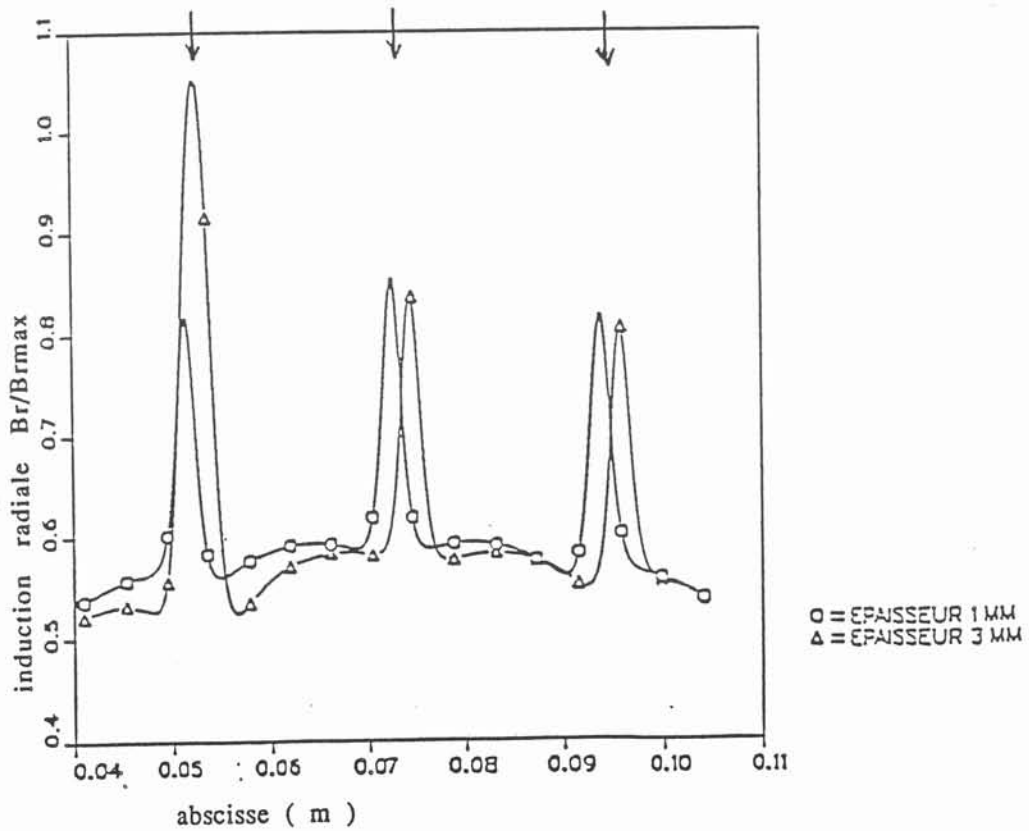
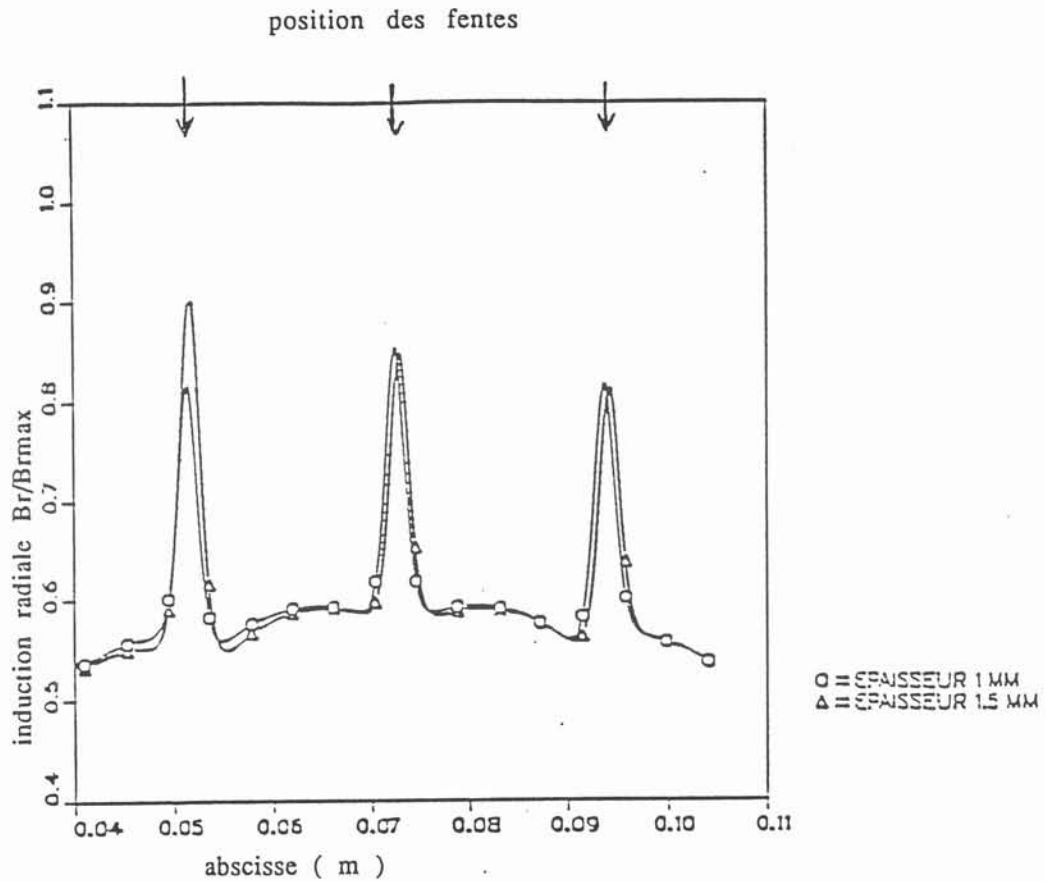


figure VII.8 Répartition de l'induction radiale

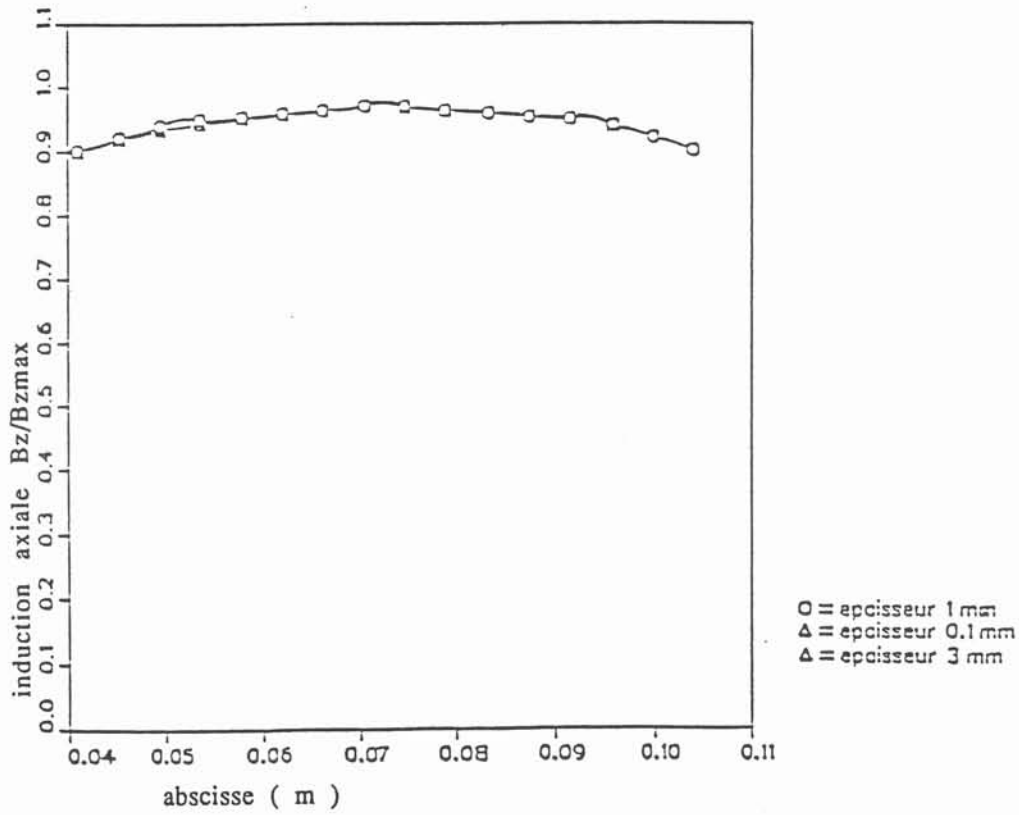
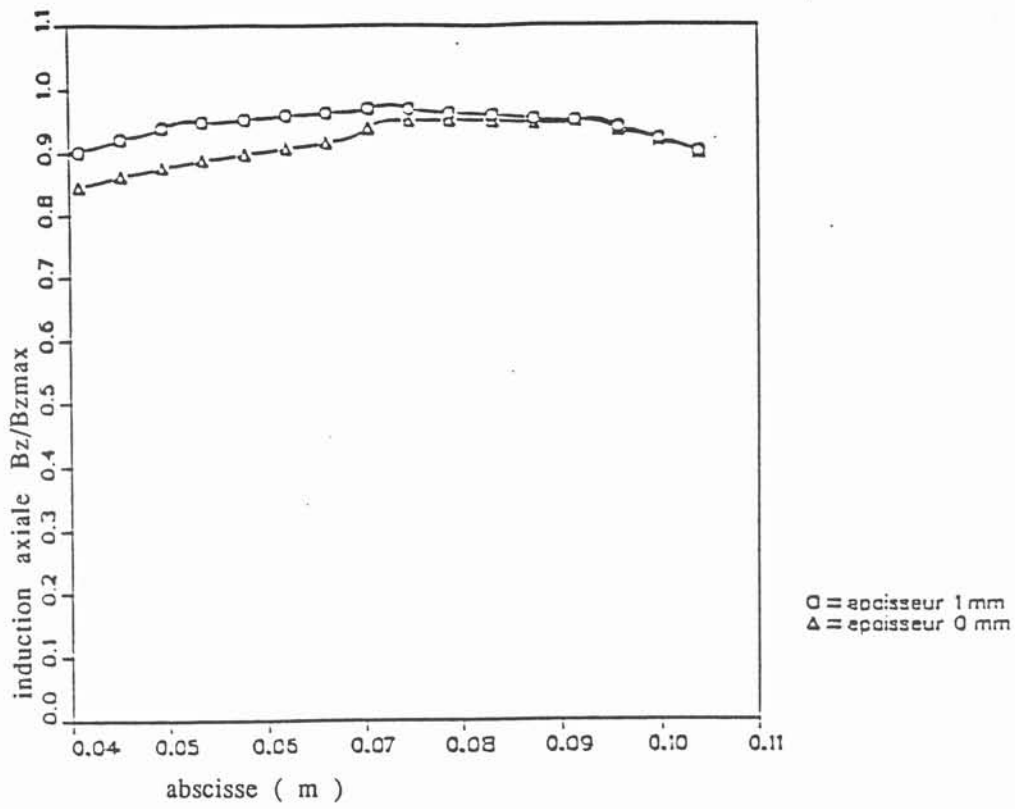


figure VII.8 Répartition de l'induction axiale

VII.3.2.3 Résultats obtenus grâce à la modélisation

Les composantes axiales et radiales ont été calculées dans le cas de "creusets déroulés" dont un exemple est donné sur la figure VII.7.

Nous avons essayé de voir les conséquences que pouvait entraîner la variation de l'épaisseur d'une seule fente dans un creuset sur la répartition de l'induction magnétique. Nous avons fixé la taille des autres fentes à 1 mm (dimension standard communément utilisée en pratique), les résultats sont donnés sur les courbes de la figure VII.8, et seront comparés à ceux obtenus dans le cas d'une configuration où toutes les fentes ont la dimension standard.

VII.3.2.4 Commentaires

La comparaison entre les mesures expérimentales obtenues sur des creusets dont la surface interne est décrite à partir d'une génératrice en ligne brisée, avec les résultats du logiciel modélisant la surface interne d'un creuset froid droit est possible dans les conditions suivantes :

- Les mesures de l'induction sont effectuées près de la paroi du creuset (3 mm dans notre cas) et suffisamment loin des ruptures de pente, de façon à ne considérer que l'influence du segment en regard du point de mesure. Pour une telle situation, on pourra considérer que le creuset de lévitation se comporte comme un creuset droit.

Ces hypothèses sont justifiées par le fait que la charge est toujours près du creuset et que les caractéristiques physiques surfaciques du métal en fusion (tension superficielle...) ont tendance à lisser les effets des changements de pente du creuset.

A partir des courbes montrant la répartition de l'induction magnétique en fonction de l'épaisseur des fentes, nous avons tracé (figure VII.6) la variation de l'induction magnétique normalisée en fonction du changement d'épaisseur des fentes. L'état de référence est la configuration standard (épaisseur de fente égale à 1 mm).

Cette courbe nous montre que l'on a un comportement linéaire de l'induction en fonction de la variation de l'épaisseur. Il est important de noter que l'on a une variation deux fois plus rapide (rapport des pentes) de l'induction magnétique pour une diminution de l'épaisseur de la fente que pour une augmentation de ce paramètre.

Cette constatation est validée par les mesures expérimentales, en effet il suffit de comparer les variations de l'induction magnétique pour les points 7 et 21 par rapport au point 13, on observe alors le même comportement.

L'étude des résultats obtenus par la modélisation pour la variation de l'épaisseur d'une seule fente (les autres restant égales à la valeur standard de 1 mm) permet de dégager essentiellement deux tendances :

- Lorsqu'une fente est complètement bouchée, l'induction radiale n'augmente pas en face de celle-ci, et l'on observe alors une augmentation de l'induction magnétique radiale pour les fentes voisines. On remarque que lorsque la fente est de faible épaisseur, l'induction commence à croître en face de cette dernière, mais que les inductions voisines ne sont pas affectées ;

- L'augmentation de l'épaisseur d'une fente conduit à un accroissement de l'induction magnétique en face de celle-ci, mais cette hausse reste localisée à la seule fente dont la dimension varie.

Il est intéressant de remarquer que pour une augmentation importante du paramètre étudié, on a alors une diminution de l'induction sur la moitié proche du secteur.

On s'aperçoit que ces tendances sont parfaitement validées par l'étude expérimentale, il suffit pour cela de comparer l'influence du point 3 sur le point 4 (on a alors une augmentation du sur-champ), avec la non influence des points 13 et 17 sur leurs proches voisins.

L'étude de la composante axiale de l'induction étant difficile expérimentalement (problèmes de dimensionnement de la sonde), nous n'utiliserons que les valeurs obtenues grâce à la modélisation étant donné la bonne concordance avec les résultats expérimentaux.

Les courbes obtenues (figure VII.8) montrent que l'induction n'est affectée que lorsque la fente est complètement bouchée, on a alors une diminution significative au voisinage de la fente.

VII.3.2.5 Conclusion

Cette étude a permis de dégager l'influence considérable du paramètre épaisseur de fente sur la répartition de l'induction magnétique. Il semble important que lors de la conception, on puisse assurer une excellente tenue mécanique du creuset, afin d'éviter des modifications dans les dimensions des fentes en cours d'usage.

VII.3.3 ETUDE DE LA GEOMETRIE DES SECTEURS

VII.3.3.1 Introduction

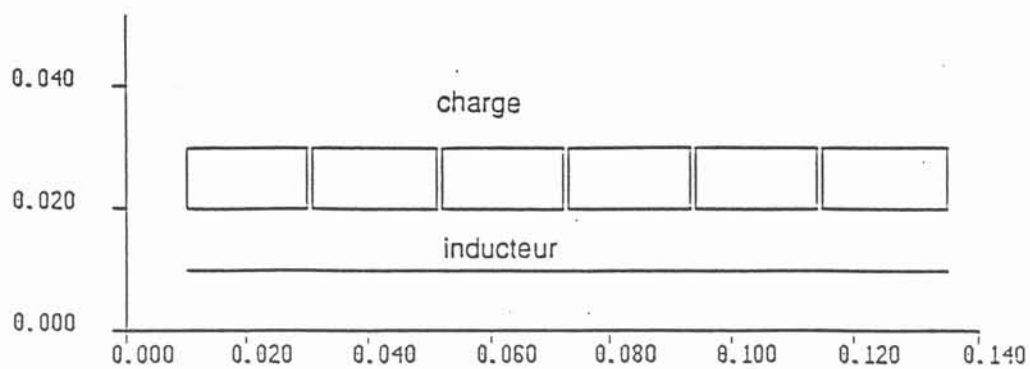
Une étude théorique a été menée sur la géométrie de la section des secteurs afin d'essayer de réduire les sur-champs en face des fentes (valeur de l'induction magnétique bien supérieure à celle observée au milieu des fentes).

Dans certains cas des mesures expérimentales ont permis de valider les tendances dégagées par le logiciel. Les différentes géométries de sections pour les secteurs étudiées grâce au code de calcul sont présentées sur la figure VII.9. Les aspects que nous avons voulu étudier grâce à ces configurations sont les suivants :

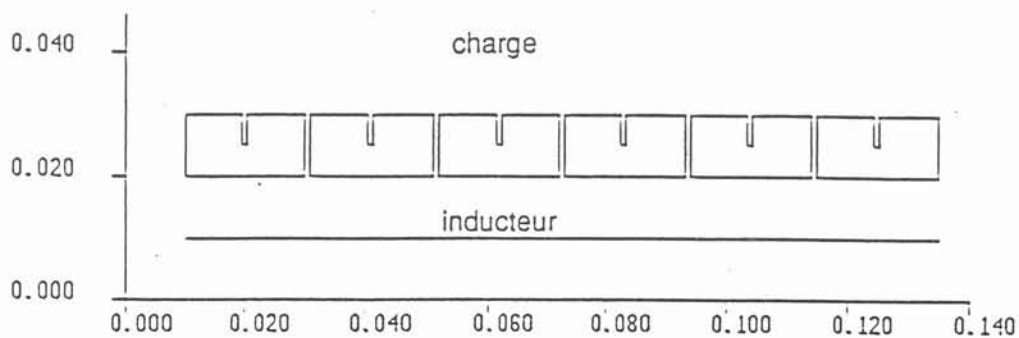
- Pour les cas 2 et 3, nous avons créé sur la surface interne de chaque secteurs une ou plusieurs rainures (de largeur équivalente à celle des fentes : 1 mm et de profondeur raisonnable 5 mm). L'objectif est de créer des sur-champs en face de ces fentes artificielles et d'amener ainsi les avantages pour la répartition de l'induction magnétique que procure l'augmentation du nombre de fentes (voir paragraphe plus loin).

- L'influence de la position des arêtes externes, ainsi que de l'angle θ entre les surfaces latérales et externe du secteur sont approchées grâce aux cas 4 et 5. Le cas 5 permet de connaître l'influence de l'absence d'arêtes externes et donc de la présence d'un angle θ inférieur à 90° .

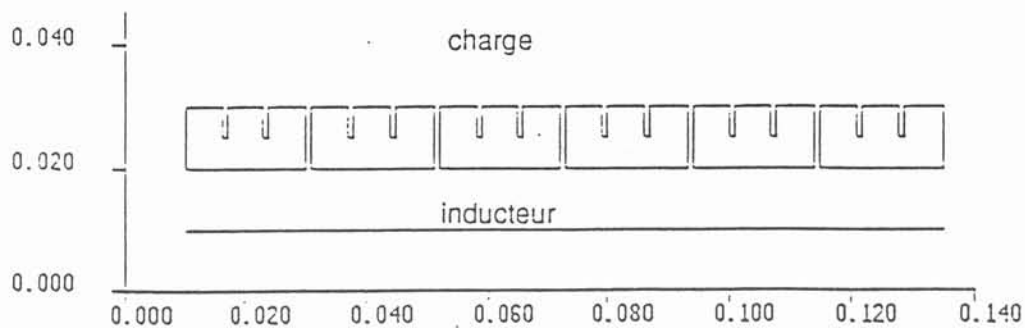
cas 1



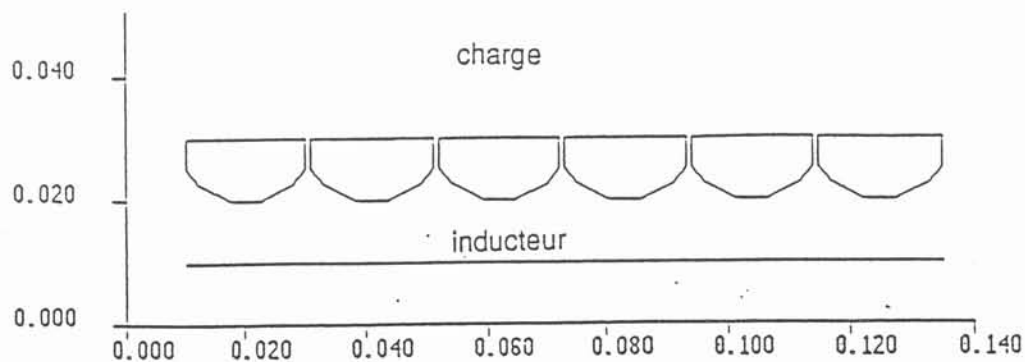
cas 2



cas 3



cas 4



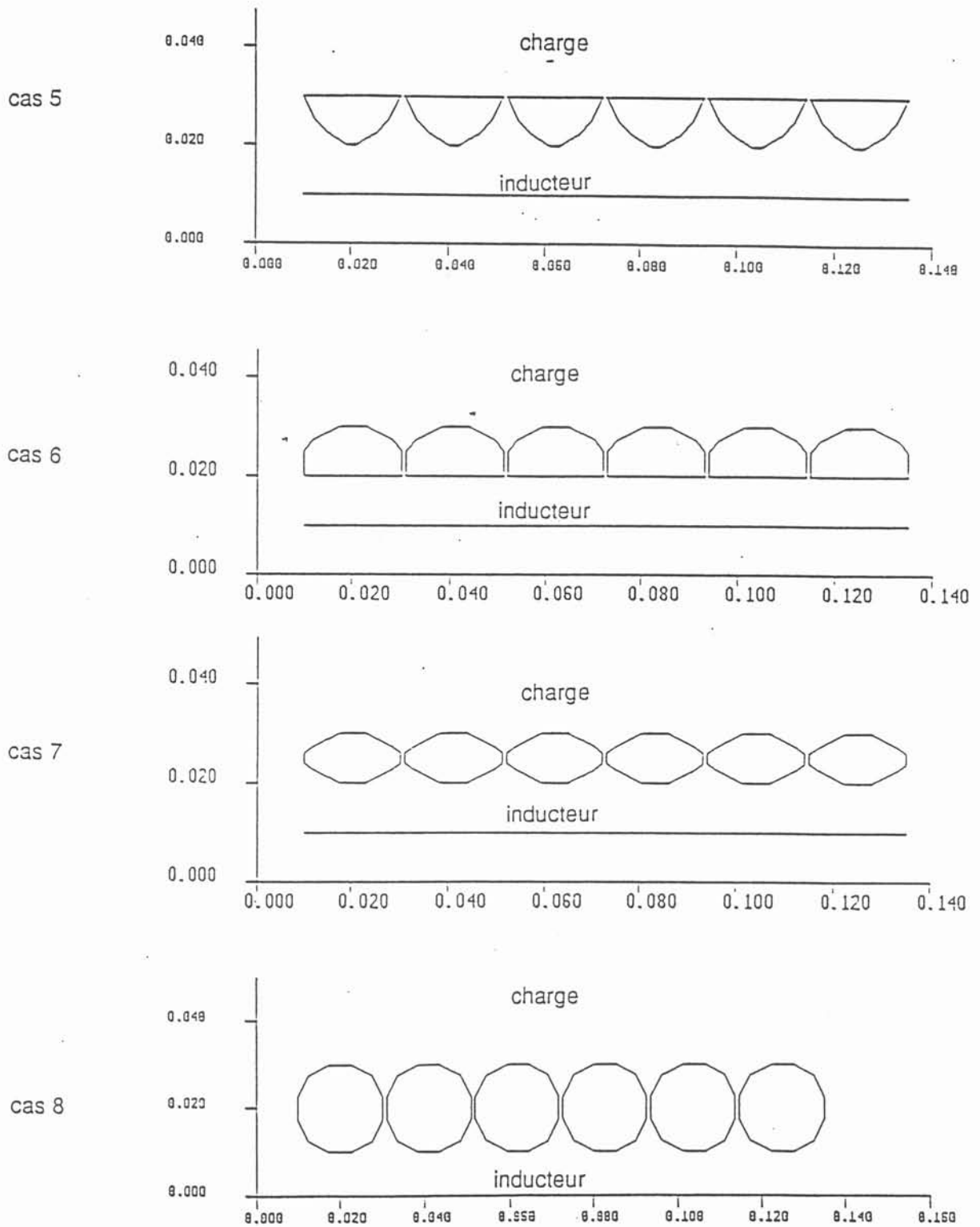


figure VII.9 Géométries de sections de secteurs étudiées

- Le cas n° 6 nous permet de situer l'influence de la surface interne et en particulier de ses arêtes. Grâce au cas n° 7 nous avons souhaité réunir en une configuration les modifications apportées par les cas n° 4 et 6.

- L'absence d'arêtes sur toute la section du secteur est étudiée grâce à la géométrie envisagée pour le cas n° 8.

Expérimentalement nous n'avons étudié que les géométries correspondant aux cas 1,2,4 et 5, car ce sont celles qui semblaient présenter le plus d'intérêt dans le cadre de notre étude (notamment au niveau de la géométrie de la surface interne qui reste inchangée pour ces configurations) et qui techniquement étaient plus facilement réalisables.

Sur la figure VII.7 nous avons représenté la position de l'inducteur ainsi que celles des points où est calculé l'induction magnétique pour toutes les configurations étudiées. Pour pouvoir comparer dans des conditions équivalentes les différents cas nous avons imposé les hypothèses suivantes pour toutes les géométries :

- Fréquence égale à 10 000 Hz ;
- Intensité dans l'inducteur égale à 10 A ;
- Distance minimale entre la surface externe du secteur et l'inducteur égale à 10 mm ;
- Distance minimale entre la surface interne du secteur et la ligne de calcul de l'induction magnétique égale à 2 mm.

VII.3.3.2 Mesures expérimentales

Pour les mesures des composantes radiales et axiales de l'induction magnétique nous avons utilisé le dispositif décrit dans l'annexe. Une représentation du type de creuset étudiée expérimentalement est donnée sur la figure VII.10.

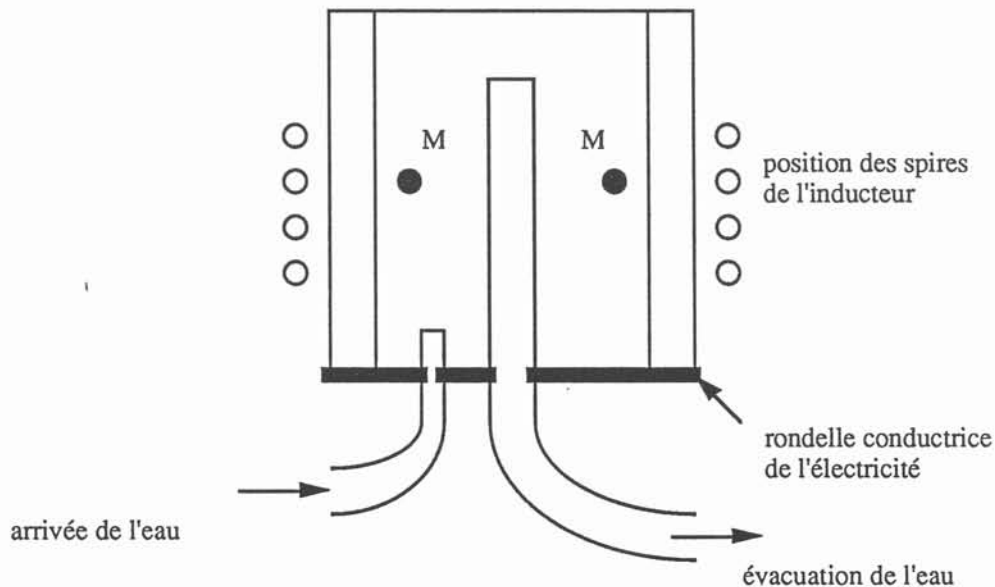


figure VII.10 Coupe d'un creuset expérimental

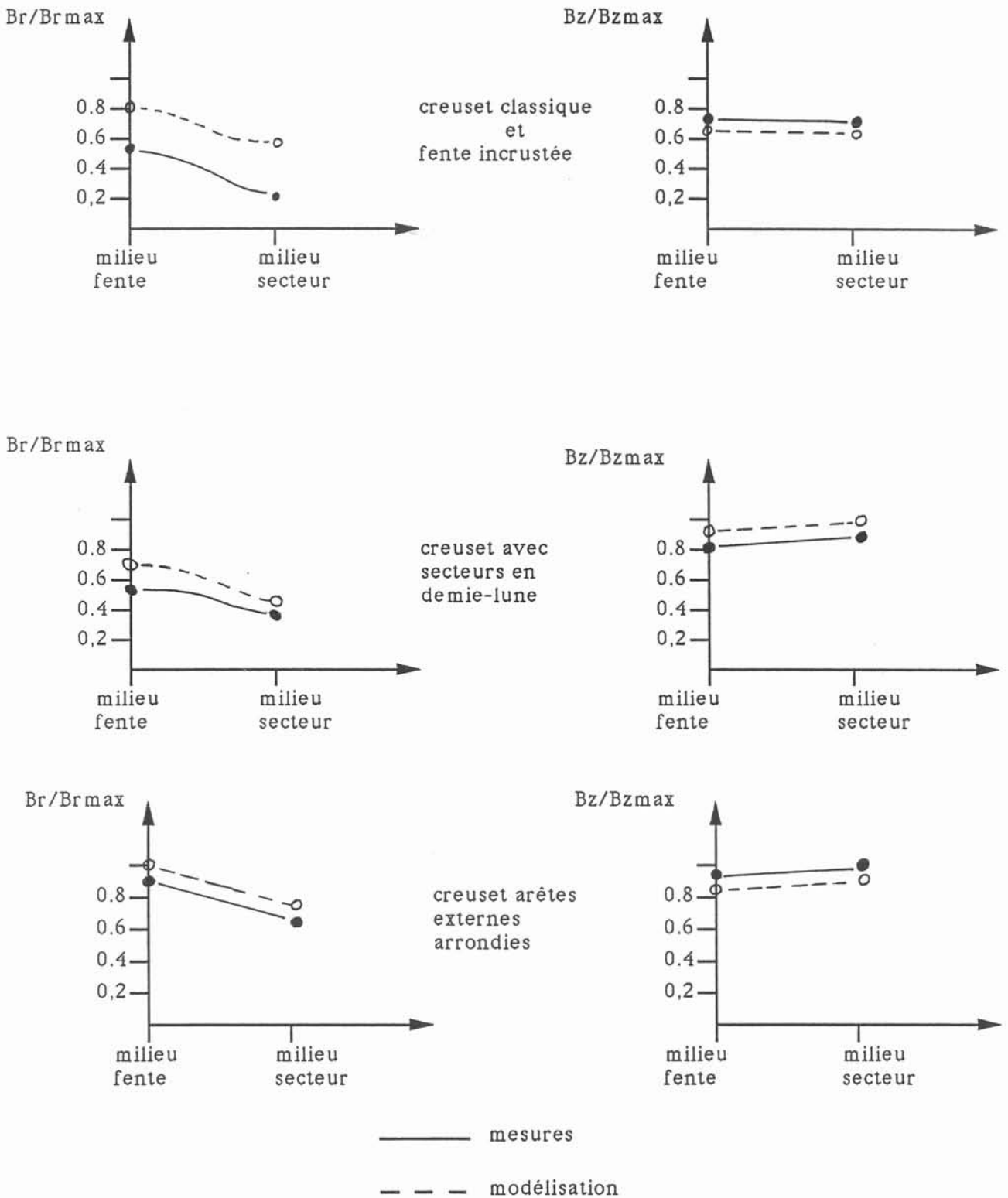


figure VII.11 Comparaison de la variation de l'induction obtenue avec la modélisation et l'expérience

Nous avons choisi d'étudier des creusets droits afin de faciliter leurs constructions, mais aussi pour que les résultats soient aisément comparables avec ceux obtenus par le logiciel. Plusieurs particularités les caractérisent :

- Ils sont refroidis par une circulation d'eau externe aux secteurs, cela afin d'éviter, lors des mesures, la modification des caractéristiques physiques du cuivre (la mesure de l'induction magnétique se fera donc dans l'eau grâce à des sondes étanches).

- La mise en court-circuit des secteurs est simulée par une rondelle conductrice de l'électricité (elle simule la présence de la boîte à eau ou de la lingotière).

- Les fentes ont une épaisseur bien contrôlée par la présence de cales calibrées.

Les mesures ont été effectuées à proximité de la paroi du creuset, suivant une répartition azimutale à la hauteur du point M de la figure VII.10. Les résultats sont présentés sur le tableau VII.1. Nous avons choisi de ne donner que la valeur de l'induction au milieu de la fente et du secteur, car ces valeurs caractérisent le changement de géométrie.

Le tableau VII.1 donne les valeurs moyennes adimensionnalisées de l'induction radiale et axiale devant une fente et au milieu d'un secteur. Sur les courbes de la figure VII.11 nous avons représenté l'allure de la variation de l'induction, pour les différentes configurations, obtenues par les mesures.

| | N° du cas | Champ radial | | | | Champ axial | | | |
|--------------------------------------|-----------------|--------------|--------|----------------|--------|--------------|--------|----------------|------|
| | | Milieu fente | | Milieu secteur | | Milieu fente | | Milieu secteur | |
| Creuset rectangulaire classique | 1 | 0,57 | 0,80 | 0,275 | 0,55 | 0,75 | 0,75 | 0,75 | 0,75 |
| Creuset avec une fente artificielle | 2 | 0,57 | 0,80 | 0,275 | 0,55 | 0,75 | 0,75 | 0,75 | 0,75 |
| Creuset avec secteurs en 1/2 lune | 5 | 0,57 | 0,70 | 0,43 | 0,53 | 0,88 | 0,91 | 1 | 1 |
| Creuset avec bords arrières arrondis | 4 | 1 | 1 | 0,73 | 0,73 | 0,88 | 0,98 | 0,88 | 0,98 |
| modèle | | mesures | modèle | mesures | modèle | mesures | modèle | mesures | |

tableau VII.1 Comparaison des résultats expérimentaux et théoriques

Il est important de signaler que les valeurs de l'induction mesurées sont comparables entre elles et avec celles obtenues par la modélisation, car nous avons fixé lors des mesures la valeur de la tension aux bornes de l'inducteur. Sachant que la tension aux bornes de l'inducteur peut être approchée par la relation :

$$V = \frac{I}{C\omega}$$

V tension aux bornes de l'inducteur
I intensité dans l'inducteur
C capacité
 ω pulsation du courant.

Or C et ω sont restées inchangées lors des changements de configuration. On peut dire que l'on a travaillé à intensité constante dans l'inducteur, hypothèse utilisée pour les résultats obtenus par la modélisation.

VII.3.3.3 Comparaison des résultats expérimentaux avec la modélisation

Les résultats obtenus par le code de calcul sont présentés sous forme adimensionnalisée dans le tableau VII.1. Sur les courbes de la figure VII.11, il est possible de comparer les allures de variation de l'induction magnétique pour les différentes configurations. On remarque que les résultats obtenus grâce à la modélisation coïncident de façon satisfaisante avec les résultats expérimentaux. Ainsi le classement des différents ordres de grandeurs, les variations et allures de courbes de l'induction sont assez bien respectés. Les résultats obtenus par la modélisation correspondant aux cas 2 et 3 ne sont pas représentés, car il n'existe pas de différences notables avec ceux du cas n° 1. Cette tendance a été validée par les résultats expérimentaux et peut être expliquée par le raisonnement simple suivant :

-si l'on considère le circuit fermé représenté avec des losanges sur la figure VII.12 (la fermeture s'effectuant soit à la frontière de chaque maille, soit au milieu de l'inducteur), la loi de Lenz nous permet de déterminer le sens des courants sur les arêtes de la fente artificielle. On remarque que l'on a juxtaposé deux densités de courants verticales de sens inverses qui créent malheureusement une induction inverse à celle obtenue par une vraie fente.

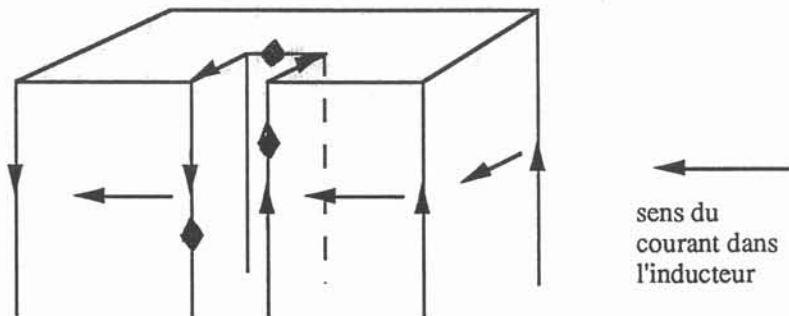


figure VII.12 Sens des densités de courant dans la fente incrustée

En conclusion, il semble que cette géométrie de secteur peut conduire à l'opposé du but que l'on aurait pu lui donner. La faible influence de la rainure vient donc de cette inversion des courants par rapport à une fente normale.

Il existe cependant des différences au niveau de l'ordre de grandeur de l'induction radiale. Il semble que le logiciel ait tendance à surestimer celui-ci.

Plusieurs hypothèses du modèle peuvent expliquer ces différences :

- La mise en court-circuit des secteurs n'est pas prise en compte dans le logiciel, en effet la présence de la rondelle conductrice brise la symétrie utilisée dans le modèle ;

- On atteint peut-être les limites de la méthode utilisée pour la mise en équations. Malgré une géométrie tri-dimensionnelle des courants induits dans le creuset on impose la direction des densités. Or il se peut que dans les différents types de géométries étudiées, ce type de maillage ne soit pas entièrement satisfaisant.

VII.3.3.4 Commentaires

Les répartitions de l'induction obtenues grâce au logiciel sont présentées sur les figures VII.13 et VII.14.

1) Etude de l'induction radiale

Grâce aux différentes configurations étudiées, quelques tendances peuvent être dégagées pour l'influence des arêtes externes, internes et de l'angle θ .

- Il est intéressant de voir qu'il peut être très négatif "d'arrondir" l'arête externe, en effet cela revient à déplacer celle-ci vers l'arête interne et entraîne une augmentation du module de l'induction magnétique (cas n° 4) et des gradients de l'induction. Cela peut s'expliquer par le fait que l'on diminue la distance entre les courants verticaux de l'arête externe et la ligne de calcul de l'induction magnétique, on augmente alors leurs influences, d'où les conséquences constatées sur l'induction.

- La suppression des arêtes externes du secteur permet de réduire la valeur maximum de l'induction en face de la fente, ce qui a pour conséquence une réduction du gradient de l'induction magnétique (cas n° 5). Ce résultat peut s'interpréter par le raisonnement suivant: l'absence d'arêtes qui permettaient aux courants verticaux d'avoir un chemin de remontée préférentiel, provoque l'apparition de densités de courants verticaux de modules assez faibles réparties sur toute la surface externe du secteur. La distance entre ces courants et la ligne de l'induction magnétique se trouve ainsi augmentée (par rapport à une configuration classique rectangulaire) et l'influence de ces densités est donc ainsi réduite, d'où les résultats obtenus.

- On remarque que le fait de reculer l'arête interne permet de diminuer considérablement la valeur de l'induction, mais tend à augmenter les gradients en face des fentes (cas n° 6). En effet l'induction magnétique étant inversement proportionnelle à la distance entre le courant inducteur et le point de calcul, la variation de l'induction suivra les déformations de la surface interne.

position des fentes

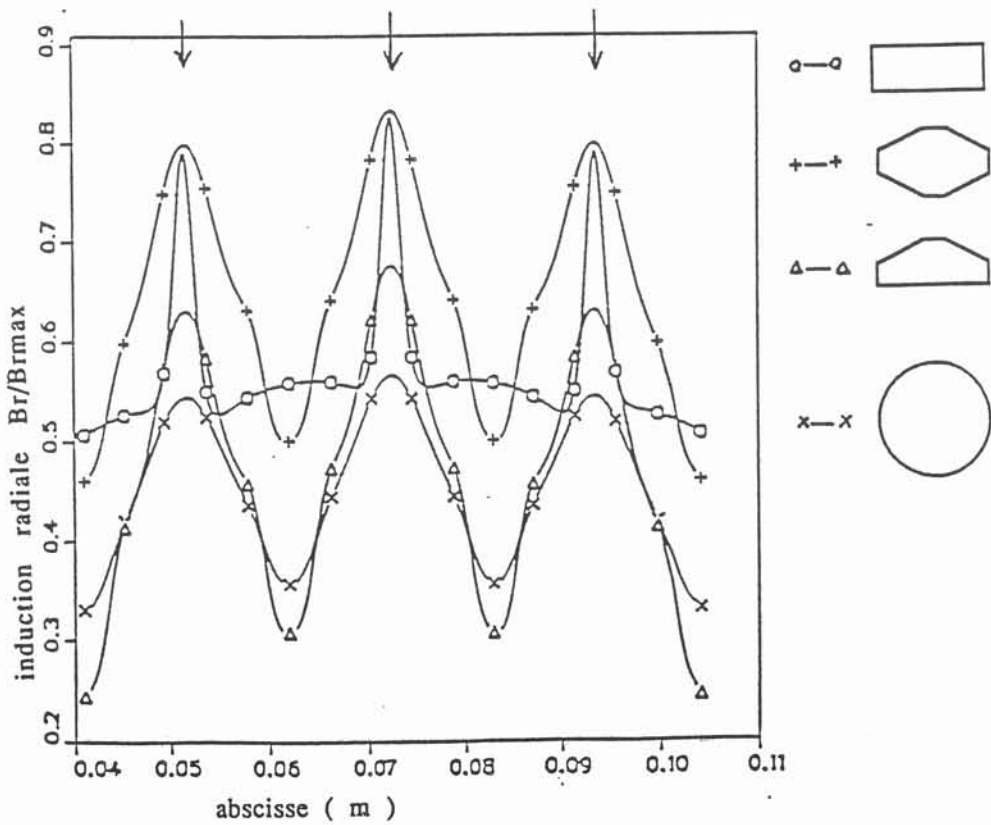
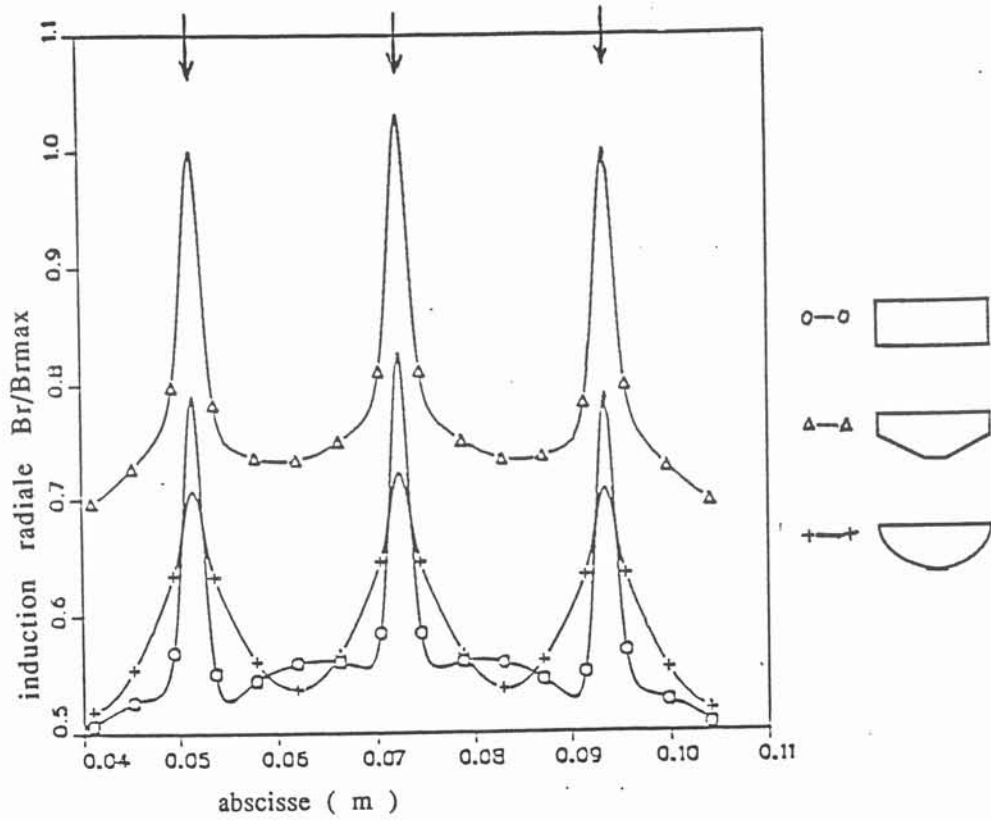


figure VII.13 Répartition de l'induction radiale pour différents cas

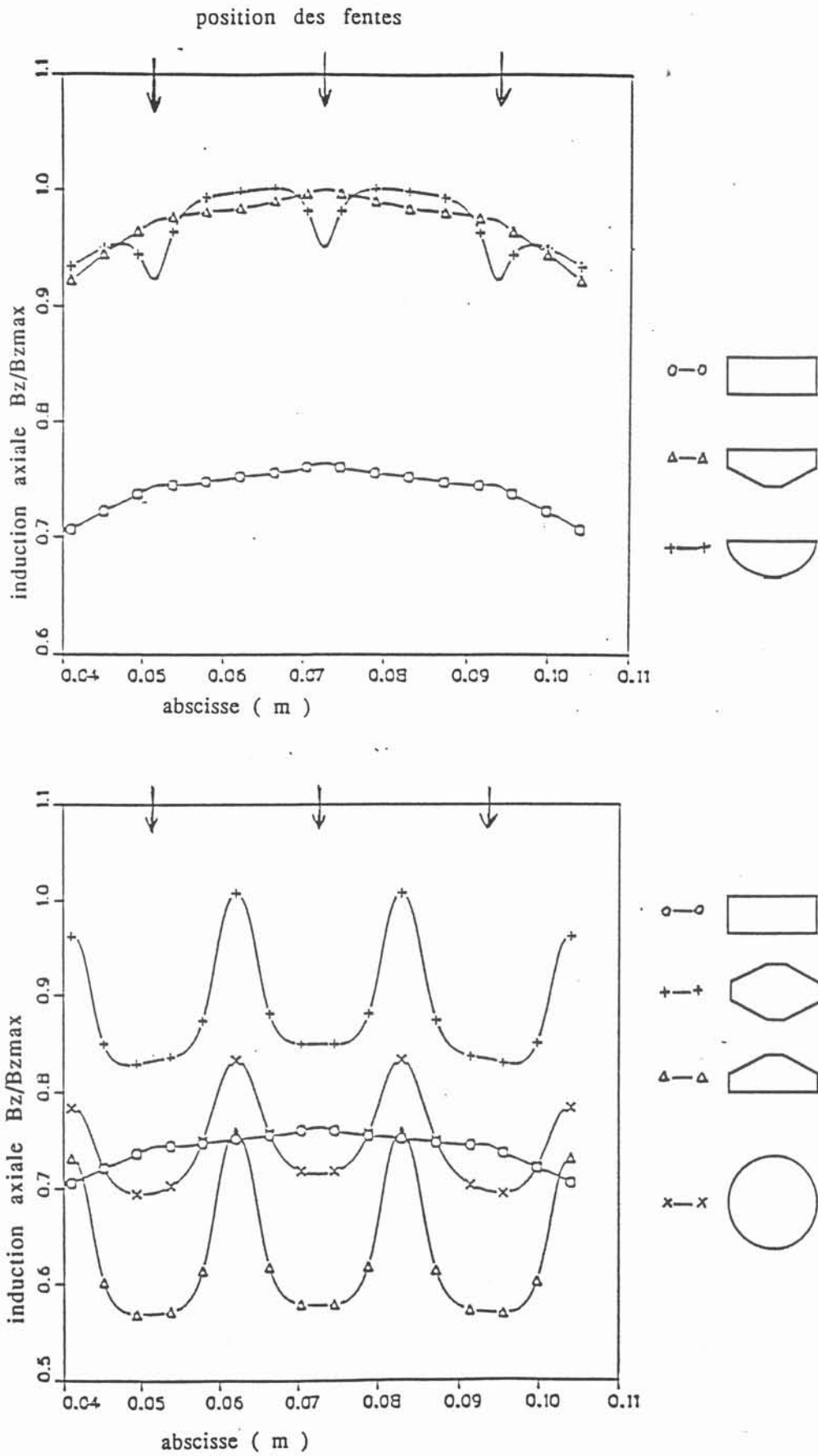


figure VII.14 Répartition de l'induction axiale pour différents cas

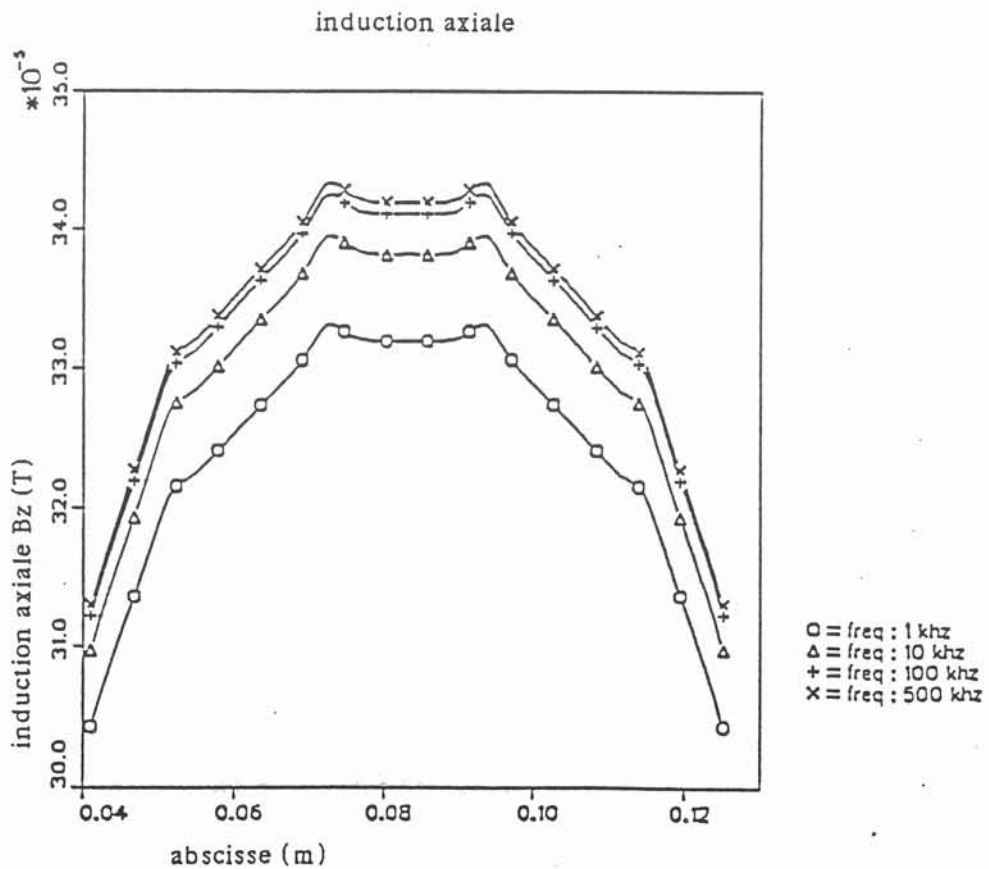
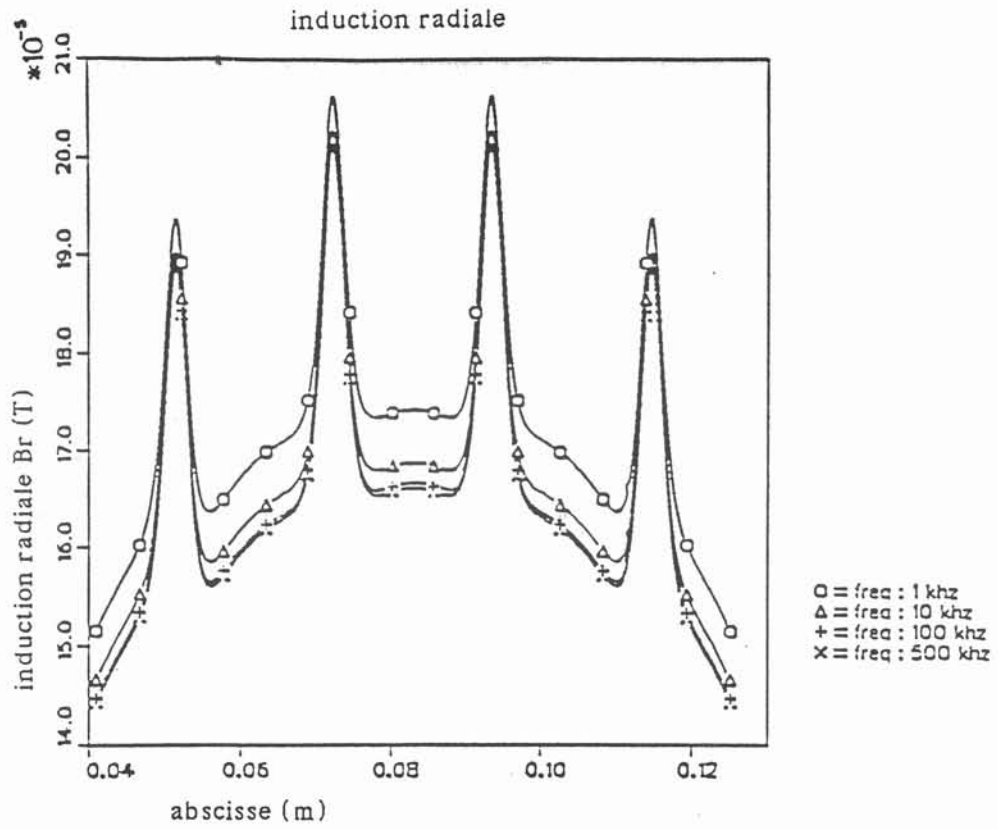


figure VII.15 Influence de la fréquence

- La configuration n° 7 caractérisée par un éloignement des arêtes de leurs surfaces respectives tend à montrer que l'on peut ainsi obtenir une diminution du gradient de l'induction sans pour autant avoir une modification au niveau du module .

- Le cas n° 8 nous présente fort logiquement une répartition de l'induction radiale dont le module reste relativement faible, avec des gradients d'induction assez réduits en face des fentes.

2) Etude de l'induction axiale

On remarque que cette composante est très affectée par les changements de géométries. Les différentes tendances se dégageant semblent être les suivantes :

- La suppression des arêtes externes permet d'augmenter le module de l'induction magnétique, cela étant dû au fait que le creuset écrante moins l'induction magnétique (cas n° 4 et 5). Il est intéressant de voir que pour le cas n° 5 on assiste à la présence d'un léger sous-champ en regard des fentes.

- La modification de la surface interne du creuset entraîne des perturbations importantes au niveau de l'induction. Dans les cas où la surface interne n'est plus plane ; l'induction magnétique varie avec la distance du point de calcul au secteur en regard. On a alors une répartition caractérisée par une induction faible au niveau des fentes et des gradients importants aux milieux des secteurs (cas n° 6,7 et 8).

VII.3.3.5 Conclusion

Grâce à cette étude, il est possible à présent de tirer plusieurs enseignements pour la conception de futurs creusets. Tout d'abord il semble illusoire d'attendre de l'usinage de fentes artificielles au milieu des secteurs une modification intéressante de la répartition de l'induction magnétique. De par les résultats obtenus, il serait sans doute dommage de modifier la surface interne des creusets. En effet les ordres de grandeurs relatifs des inductions radiales et axiales ne permettent d'espérer par une répartition uniforme de l'induction grâce à une géométrie pratiquement cylindrique du secteur.

Une voie semble très intéressante et prometteuse, il s'agit de la configuration correspondant au cas n° 5, qui permet de supprimer totalement les arêtes externes (l'angle θ étant alors inférieur à l'angle droit). En effet on aura un rendement électrique plus intéressant du creuset tout en ayant une répartition beaucoup plus stabilisante de l'induction magnétique.

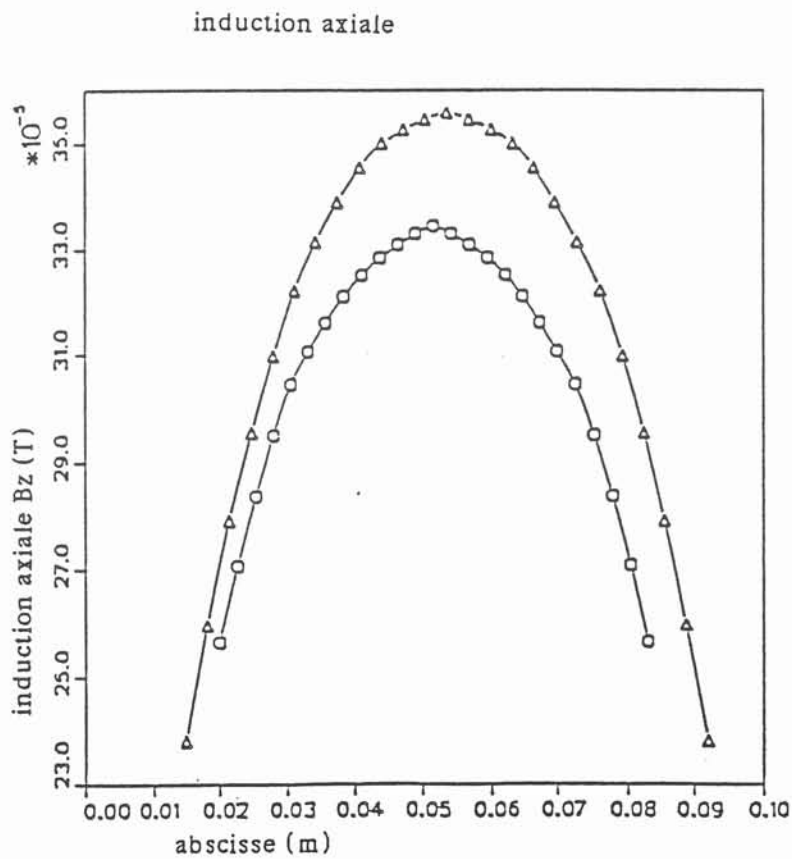
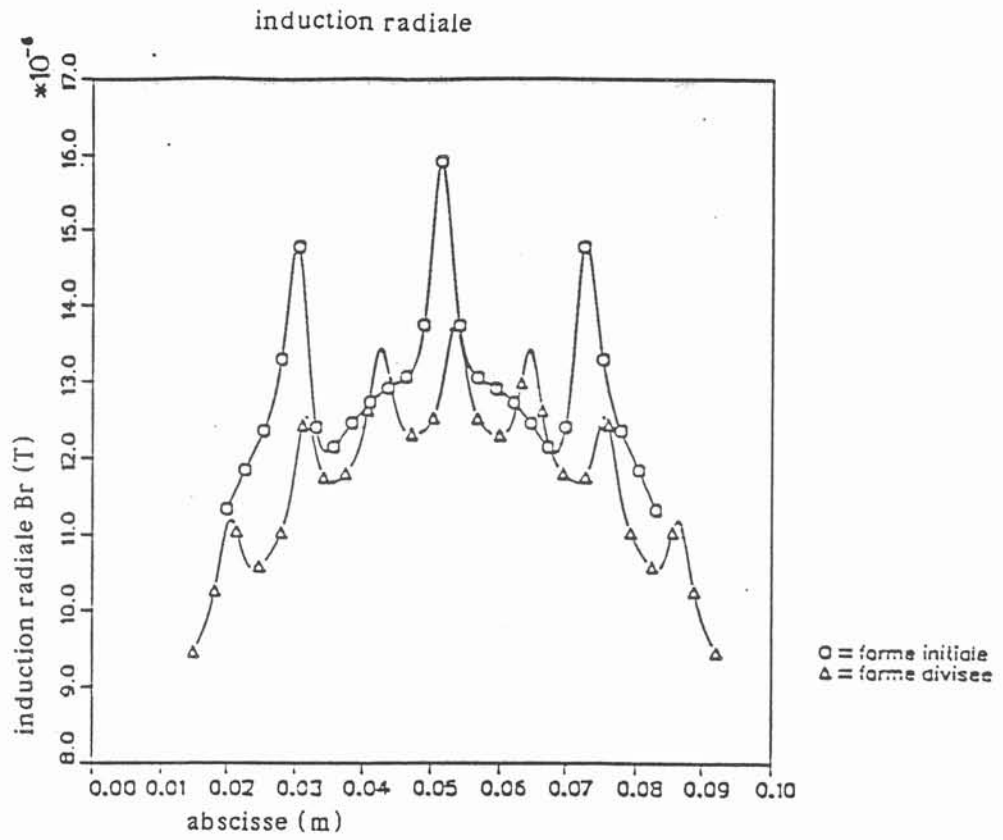


figure VII.17 Influence du nombre et de la dimension des secteurs

VII.3.4 INFLUENCE DE LA FREQUENCE

VII.3.4.1 Introduction

L'objectif de cette partie est de savoir si une variation de la fréquence peut entraîner une modification sensible de la répartition de l'induction magnétique à l'intérieur du creuset.

VII.3.4.2 Résultats de la modélisation

Les différentes répartitions de l'induction obtenues dans le cas d'une géométrie du type de la figure VII.7 (avec un secteur de moins) sont données sur les courbes de la figure VII.15. Pour obtenir ces résultats nous avons fait l'hypothèse d'une intensité de courant constante dans l'inducteur.

VII.3.4.3 Commentaires

On peut remarquer que le changement de fréquence n'induit pas une modification importante sur les inductions axiales ou radiales tant au niveau du module que de la répartition de l'induction. En conclusion il apparaît que si l'on maintient une intensité constante dans l'inducteur, la fréquence est un paramètre qui importe peu.

VII.3.5 INFLUENCE DU NOMBRE DE SECTEURS

VII.3.5.1 Introduction

On se propose de regarder l'influence sur la répartition de l'induction magnétique l'influence du changement du nombre de secteurs par la réduction de leurs dimensions.

VII.3.5.2 Résultats de la modélisation

Les géométries des deux cas étudiés sont présentées sur la figure VII.16, on remarque que l'on a seulement réduit de moitié la dimension des secteurs pour une longueur de creuset pratiquement identique. La différence provient du fait que l'on a voulu garder la même dimension pour l'épaisseur des fentes. Les répartitions de l'induction obtenues sont présentées sur la figure VII.17.

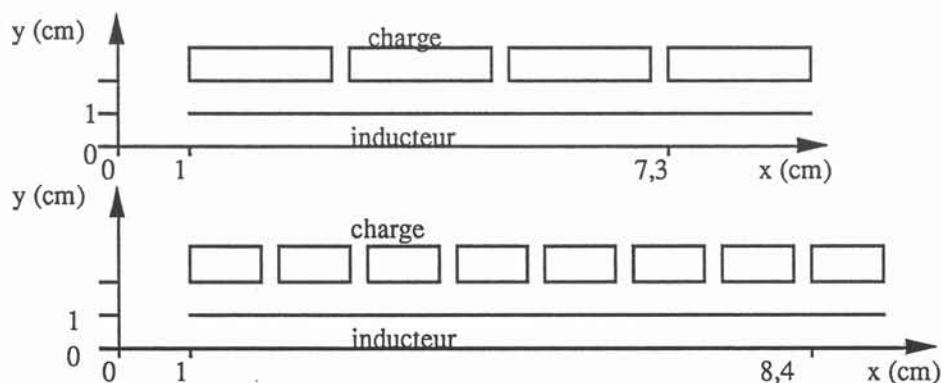


figure VII.16 Influence du nombre de secteurs

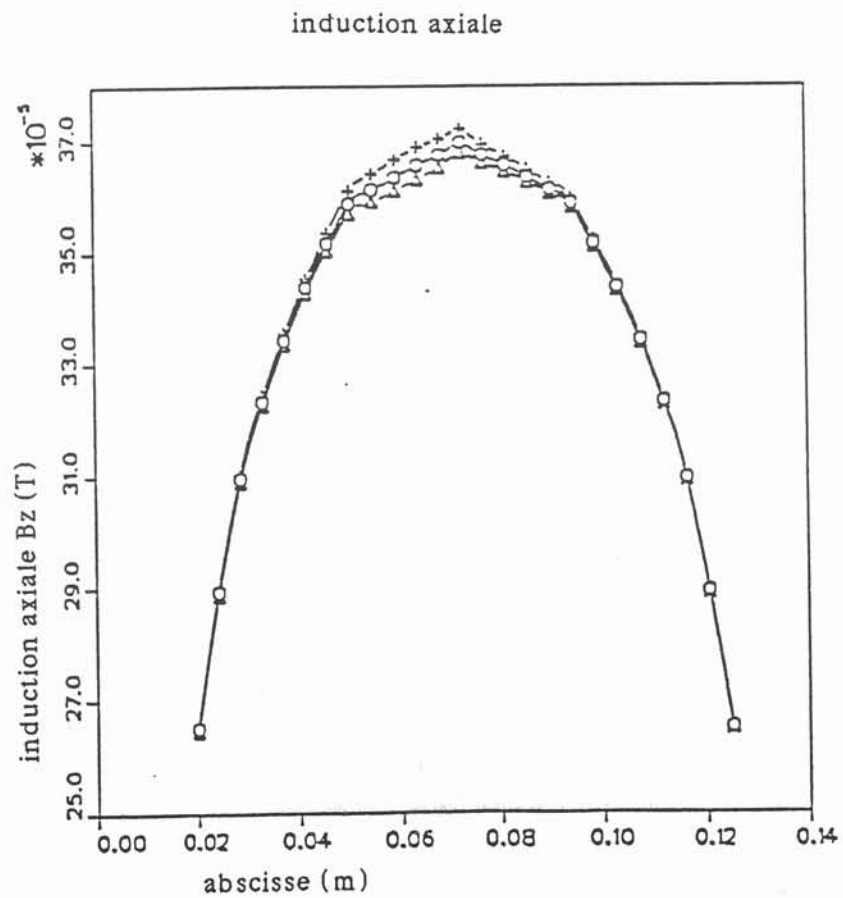
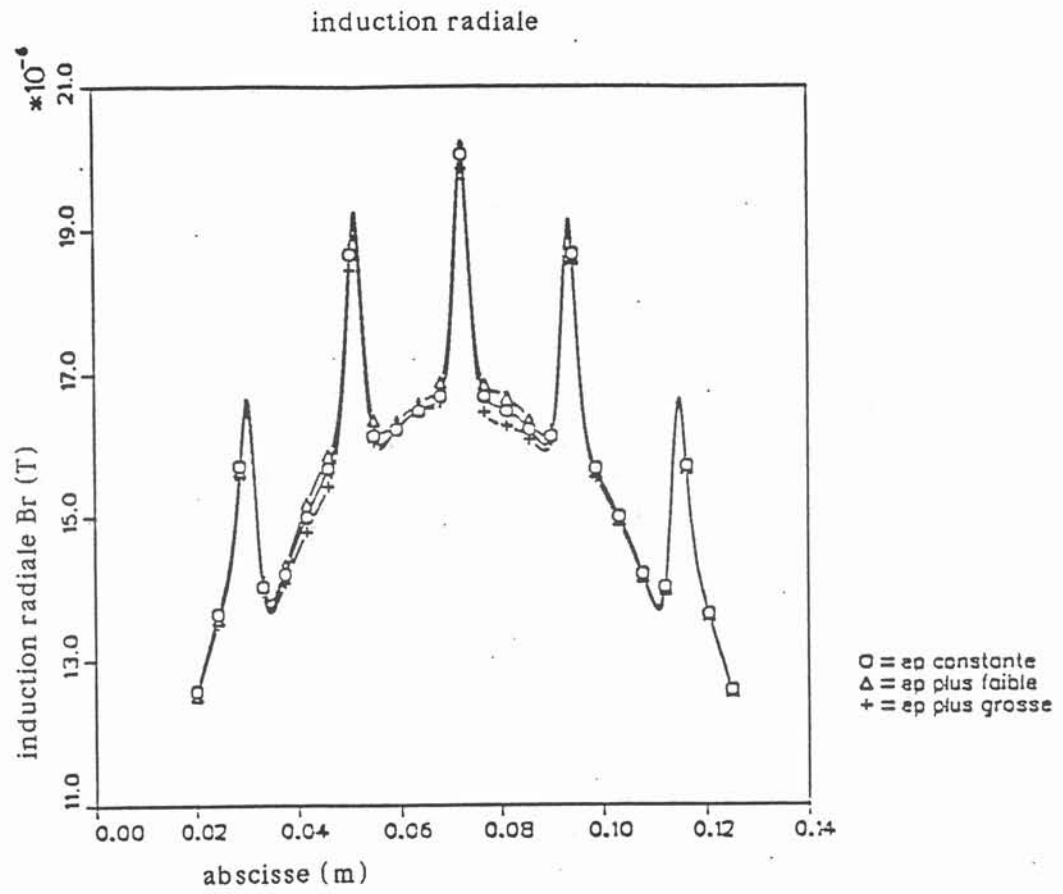


figure VII.19 Influence de la dimension du secteur 3

VII.3.5.3 Commentaires

L'augmentation du nombre de fentes permet de réduire notablement (pour une même intensité dans l'inducteur) le gradient de l'induction en regard des fentes (de l'ordre de 50 %) alors que l'on observe une légère augmentation de l'induction axiale (environ 6 %).

En conclusion, il est intéressant de remarquer que l'augmentation du nombre de secteurs conduit à une répartition plus homogène de l'induction magnétique.

VII.3.6 INFLUENCE D'UN SECTEUR DE DIMENSIONS DIFFERENTES

VII.3.6.1 Introduction

Les différentes configurations étudiées dans cette partie permettent d'étudier quelques unes des dissymétries qu'il est possible de rencontrer en cours d'expérimentation. Nous étudierons deux types d'anomalies, tout d'abord un secteur dont l'épaisseur varie (figure VII.18), puis un secteur dont la position par rapport aux autres se trouve modifiée (figure VII.18).

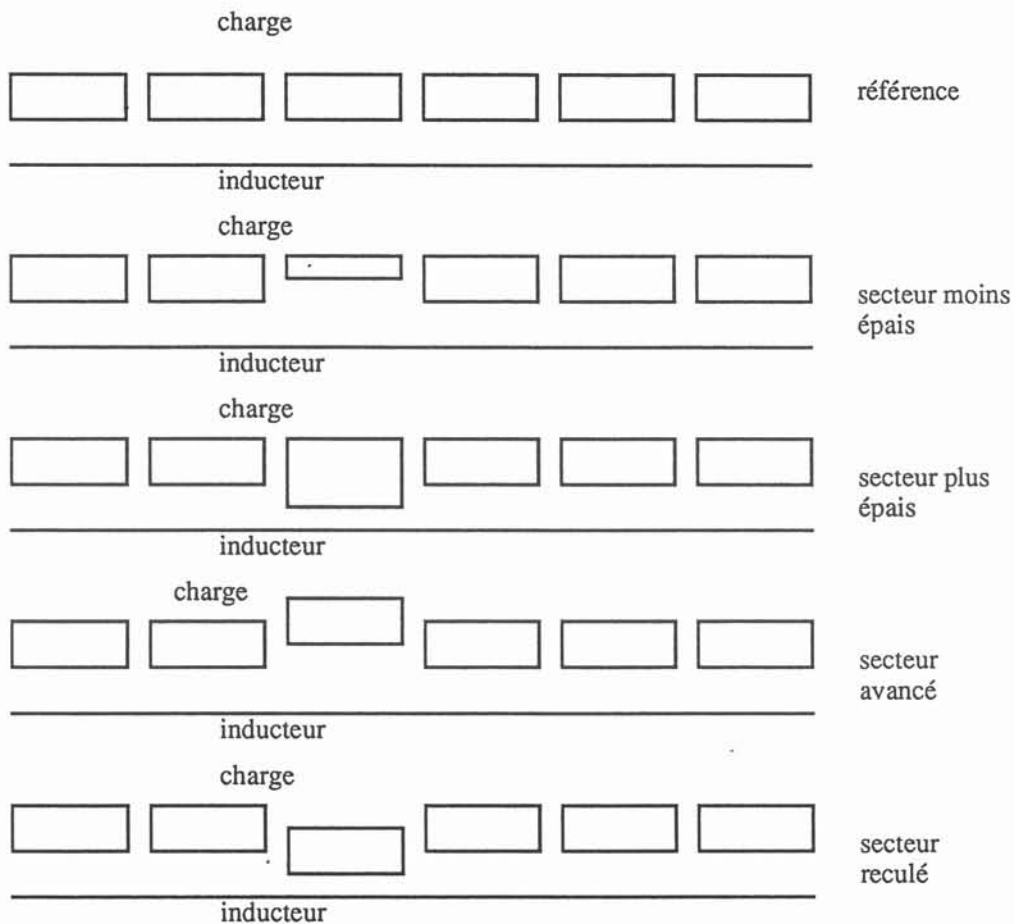


figure VII.18 Influence d'une dissymétrie

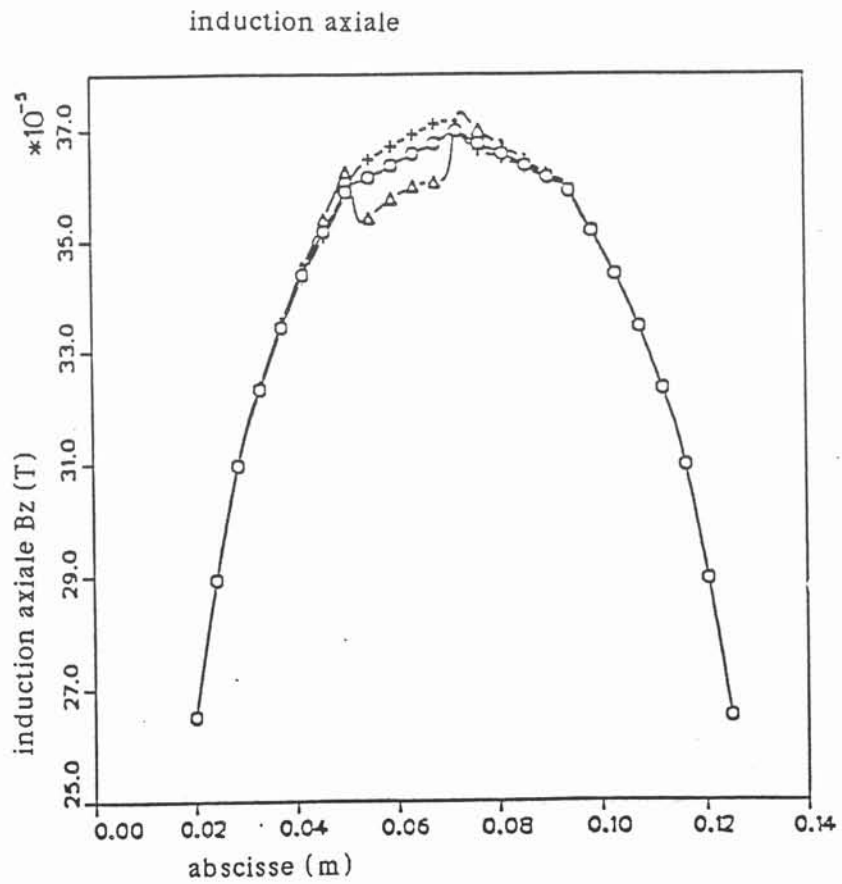
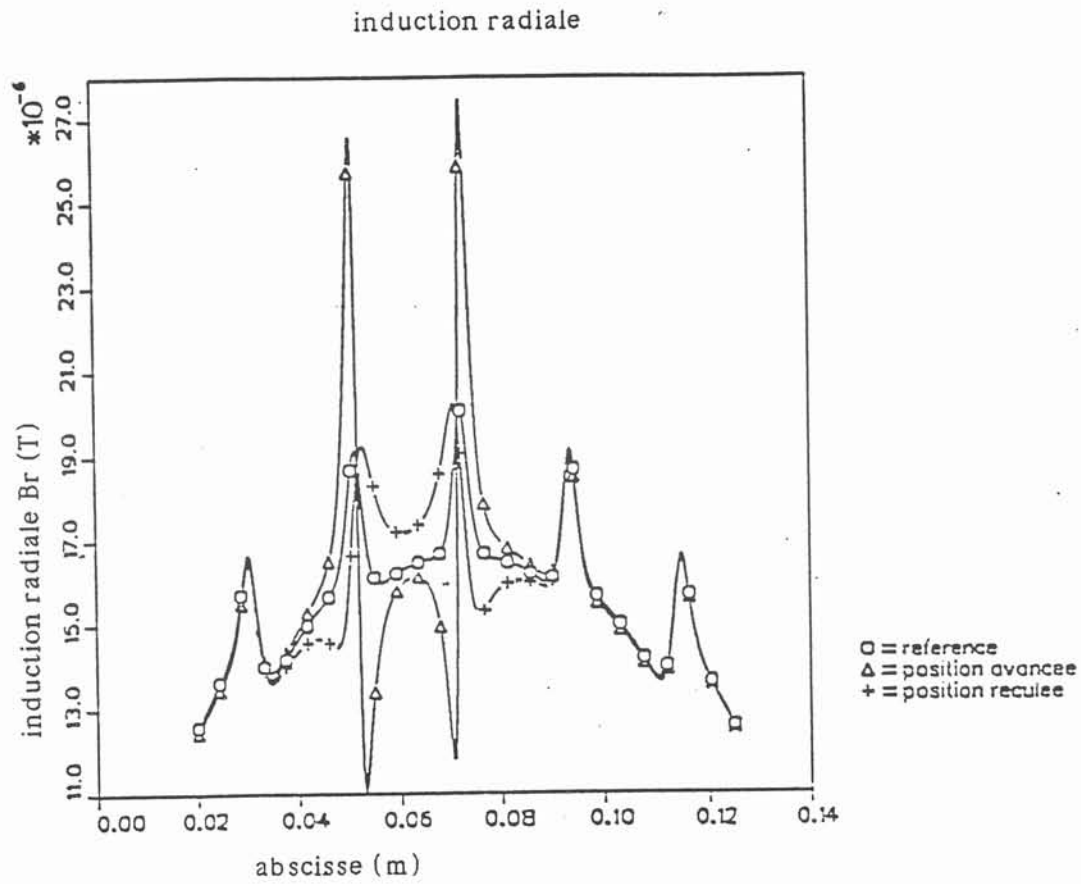


figure VII.20 Influence de la position de secteur 3

VII.3.6.2 Résultats de la modélisation

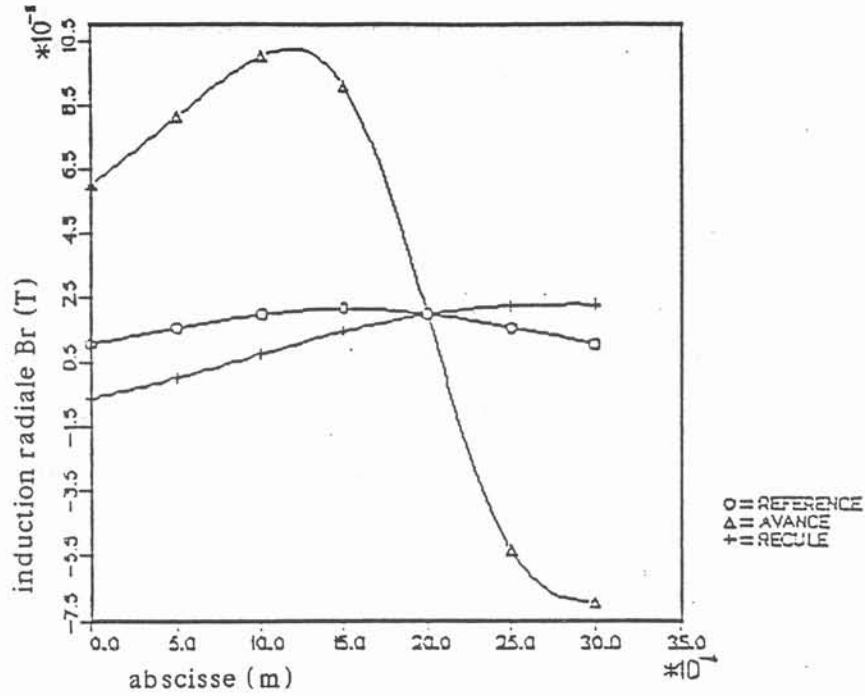
Les différents cas sont traités avec une intensité de courant constante dans l'inducteur, les variations d'épaisseur, ainsi que la modification de la position d'un secteur sont égales à 2 mm. On calculera la répartition de l'induction à la même côte quelle que soit la modification de géométrie (voir figure VII.7). Les courbes obtenues sont données sur les figures VII.19 et VII.20.

VII.3.6.3 Commentaires

Les deux anomalies étudiées donnent lieu à des conséquences très différentes. Dans un premier temps la modification réduite de la dimension d'un secteur (2 mm pour 10 mm d'épaisseur initiale) n'a pas d'effets sensibles sur l'induction magnétique.

Par contre le mauvais positionnement d'un secteur par rapport aux autres peut entraîner une grande perturbation dans la répartition de l'induction magnétique. Notamment la présence d'un secteur avancé par rapport aux autres crée des sur-champs très importants. Cependant on peut voir que le fait de placer un secteur en recul par rapport aux autres ne crée qu'une distortion relativement faible de l'induction. Ce résultat est validé par le calcul simple présenté sur la figure VII.21. On considère deux fils infinis verticaux parcourus chacun par un même courant mais de sens contraires, et l'on étudie la variation de l'induction en fonction de la position des fils.

Dans tous les cas étudiés, il est intéressant de voir que les modifications sur l'induction magnétique entraînées par une anomalie de positionnement se trouvent localisées aux seules fentes contigües au secteur déplacé.



état de référence

état avancé

état reculé

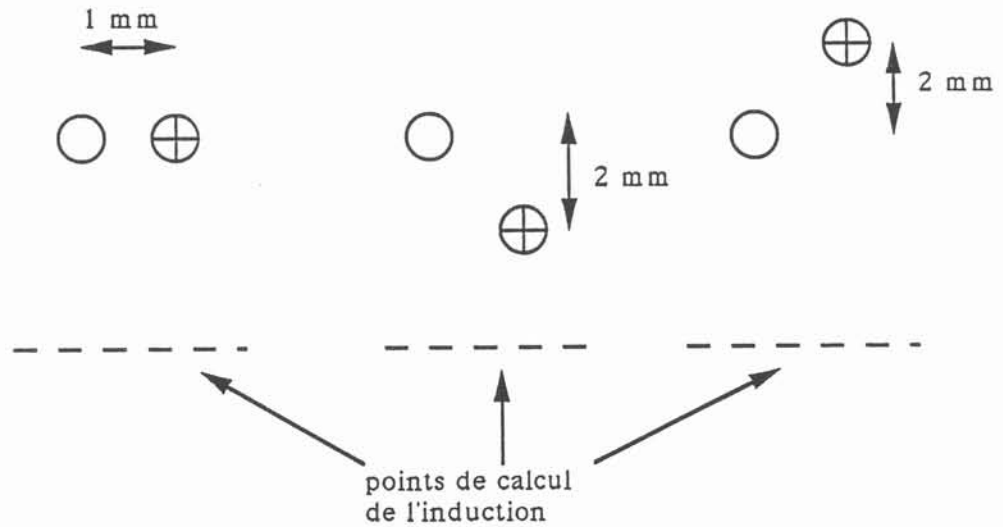


figure VII.21 Champ crée par deux fils infinis verticaux parcourus par des courants de sens inverses

VII.4 CONCLUSION

L'écriture, la validation et l'exploitation d'un logiciel modélisant les caractéristiques électromagnétiques d'un creuset déroulé, nous ont permis de dégager des tendances permettant d'améliorer la répartition de l'induction magnétique dans un creuset de lévitation. Les points importants dégagés par cette étude semblent être les suivants:

- il est nécessaire de conserver le caractère périodique de la surface interne du creuset, en particulier la présence d'un secteur plus avancé qu'un autre entraîne la présence d'une modification importante et préjudiciable de la répartition de l'induction magnétique dans le creuset. Ce sera un facteur déstabilisant important pour la charge.

- la variation de la distance surface interne - axe du creuset pour un même secteur apporte des changements importants et souvent défavorables pour la répartition de l'induction magnétique.

- la suppression des angles de la surface externe du secteur (secteur dont la section est une "demi-lune") qui constituaient des zones où l'on observait une concentration locale importante de courants verticaux, permet d'obtenir une répartition plus homogène des densités de courant verticales sur cette surface. Ce changement de géométrie diminue l'effet lié à la présence des fentes sur l'induction magnétique.

- l'épaisseur des fentes est un paramètre dont la valeur importe peu dans la gamme que nous avons étudiée. Cependant il apparaît primordial de garantir lors de la construction du creuset une valeur minimale de ce paramètre qui soit très proche de la valeur standard correspondant à une configuration périodique en Θ . En effet il est moins préjudiciable pour la répartition d'induction magnétique d'avoir une fente d'épaisseur plus importante que le contraire.

CONCLUSION

Ce travail, qui s'intègre dans le contexte du génie des procédés d'élaboration des matériaux, avait essentiellement deux objectifs:

- aider au dimensionnement et à la mise au point d'installations de fusion et/ou d'élaboration, en cherchant à mieux contrôler et optimiser la structure métallurgique des produits obtenus.

- permettre l'amélioration des caractéristiques électromagnétiques des géométries actuelles des creusets (notamment au niveau des fentes), de façon à faire progresser le procédé d'élaboration en creuset froid droit de lévitation.

Les différents outils de modélisation numérique mis au point ainsi que les validations expérimentales ont permis de montrer les possibilités du procédé de fusion en creuset froid droit. Plusieurs résultats obtenus grâce à la modélisation ou expérimentalement sont à souligner:

- la technique des 4C ne semble pas permettre d'obtenir dans le cas d'un tirage en régime permanent, des fronts de solidification de profondeurs importantes, dans la gamme de puissance et de vitesse de tirage explorée.

- l'augmentation de taille du creuset a permis d'obtenir à partir de conditions expérimentales courantes (puissance, vitesse de tirage) des lingots de macrostructures équiaxes pour la gamme d'alliages étudiée.

Un aspect n'a pu être que partiellement abordé dans cette étude: il s'agit de l'influence du brassage électromagnétique sur la structure de grains. Il y a là un effort de modélisation et expérimental en cours d'aboutissement au laboratoire qui permettra de compléter efficacement les résultats déjà obtenus.

Ce travail nous a permis de participer au développement du procédé d'élaboration en creuset froid de lévitation. En effet cette technique peut permettre la fusion d'un alliage en quasi-lévitation pour des masses voisines du kilogramme ou alors dans une poche de fusion sans réactions physico-chimiques avec le creuset.

Les résultats expérimentaux obtenus nous ont permis de montrer l'importance des paramètres fréquence et caractéristiques surfaciques du creuset et de dégager des règles simples aidant à l'interprétation des phénomènes rencontrés.

Une étude électromagnétique plus fine dans le cas d'une géométrie simplifiée (creuset déroulé) a permis d'obtenir des renseignements concrets qui pourront, je l'espère, aider à la conception de nouveaux creusets minimisant les effets dus à la sectorisation.

Il reste cependant à valider les résultats théoriques obtenus par un important travail expérimental.

Je souhaite que les résultats obtenus dans ce travail contribuent au développement de la technique de fusion ou d'élaboration par induction en creuset froid droit ou de lévitation, et que ceux-ci favorise son implantation en milieu industriel.

ANNEXES

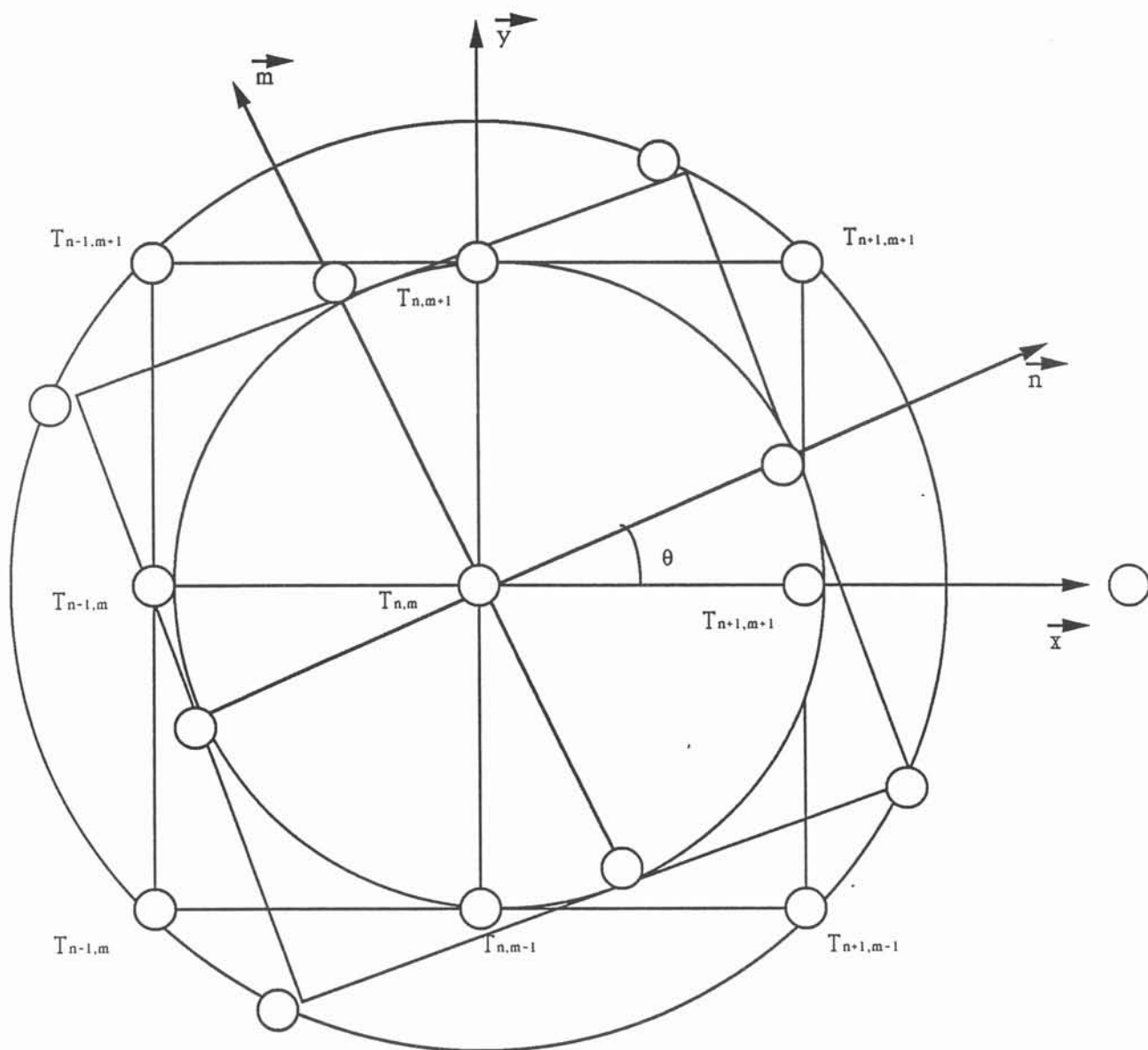


figure 1 Maillages étudiés

Annexe 1 : Calcul du terme de décentrage

L'équation de la thermique à résoudre est la suivante :

$$\rho c \vec{u} \cdot \vec{\text{grad}} T = \text{div} (k \vec{\text{grad}} T) + S \quad (1)$$

avec
 ρ masse volumique
 c chaleur spécifique
 k conductivité thermique
 S terme source

Pour calculer le terme de décentrage, plaçons nous dans le cas du maillage décrit par la figure 1, et pour lequel nous supposons que \vec{u} , la vitesse du matériau est parallèle à l'axe des \vec{x} . On peut donc écrire :

$$(1) \Leftrightarrow \rho c u \frac{\partial T}{\partial x} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + S \quad (2)$$

Discretisons les dérivées intervenant dans cette équation par une méthode d'éléments finis centrés.

En posant :

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial x} &= \frac{T_{n+1,m} - T_{n-1,m}}{2\Delta x} & \frac{\partial T}{\partial y} &= \frac{T_{n,m+1} - T_{n,m-1}}{2\Delta y} \\ \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} &= \frac{T_{n+1,m} + T_{n-1,m} - 2T_{n,m}}{\Delta x^2} & \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} &= \frac{T_{n,m+1} + T_{n,m-1} - 2T_{n,m}}{\Delta y^2} \end{aligned}$$

et en utilisant le nombre de Peclet défini par :

$$Pe = \frac{\rho c u \Delta x}{k}$$

on obtient l'équation :

$$\begin{aligned} (2) \Leftrightarrow T_{n+1,m} \left[\frac{Pe}{2} - 1 \right] - T_{n-1,m} \left[\frac{Pe}{2} + 1 \right] + 2 T_{n,m} \left[1 + \left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 \right] \\ - \left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 [T_{n,mn} + T_{n,m-1}] = \frac{\Delta x^2}{k} q_{n,m} \end{aligned} \quad (3)$$

On constate que pour des valeurs de Peclet supérieures à 2, $T_{n,m}$ peut prendre des valeurs non comprises entre $T_{n+1,m}$ et $T_{n-1,m}$, le schéma numérique est alors instable. Il est alors nécessaire d'utiliser un schéma décentré amont. En posant :

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{T_{n,m} - T_{n-1,m}}{\Delta x}$$

on obtiendra alors l'équation :

$$(1) \Leftrightarrow T_{n+1, m} [-1] - T_{n-1, m} [Pe + 1] + 2 T_{n, m} \left[\frac{Pe}{2} + 1 + \left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 \right] - \left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 [T_{n, m+1} + T_{n, m-1}] = \frac{\Delta x^2}{k} q_{n, m} \quad (4)$$

Cherchons le coefficient de décentrage à rajouter à l'équation (3) pour que celle-ci soit égale à l'équation (4) et puisse être stable numériquement. Ce coefficient se présente sous la forme d'un tenseur

$$d = \begin{pmatrix} d_{xx} & d_{xy} \\ d_{xy} & d_{yy} \end{pmatrix}, \text{ l'équation de la thermique s'écrit alors :}$$

$$(1) \Leftrightarrow \rho c \vec{u} \cdot \vec{\text{grad}} T = \text{div} ((k+d) \vec{\text{grad}} T) + S \quad (5)$$

En appliquant un schéma centré on obtient :

$$(5) \Leftrightarrow T_{n+1, m} \left[\frac{Pe}{2} - 1 - \frac{d_{xx}}{k} \right] - T_{n-1, m} \left[\frac{Pe}{2} + 1 + \frac{d_{xx}}{k} \right] + 2 T_{n, m} \left[1 + \frac{d_{xx}}{k} + \frac{d_{yy}}{k} \left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 \right] - \left[\left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 \right] + \frac{d_{yy}}{k} \left(\frac{\Delta x}{\Delta y} \right)^2 [T_{n, m+1} + T_{n, m-1}] + \frac{d_{xy}}{2k} \frac{\Delta x}{\Delta y} [T_{n+1, nm} - T_{n-1, mn} - T_{n+1, m-1} + T_{n-1, m+1} + T_{n-1, m-1}] = \frac{\Delta x^2}{k} q_{n, m} \quad (6)$$

La condition d'égalité entre (4) et (6) donne les résultats suivants :

$$d_{xx} = \rho c \frac{u \Delta x}{2}$$

$$d_{yy} = d_{xy} = 0$$

Remarque : Si \vec{u} a une composante négative dans le repère, il faut modifier la numérotation selon n afin de la faire coïncider avec le sens de \vec{u} . On constate alors que le terme de décentrage obtenu est positif, identique à la valeur déglagée précédemment, où u représente le module de la vitesse.

Supposons à présent que la direction de \vec{u} soit quelconque dans la maille, on a :

$$\vec{u} = u_x \vec{x} + u_y \vec{y}$$

Si on se place dans un repère (\vec{n}, \vec{m}) dont l'axe \vec{n} est parallèle à la vitesse \vec{u} , l'équation de la thermique s'écrit :

$$\rho c u \frac{\partial T}{\partial n} = (k + d_{nm}) \frac{\partial^2 T}{\partial n^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial m^2} + S \quad (7)$$

d_{nn} étant le terme de décentrage calculé précédemment $d_n = \frac{\rho c u \Delta x}{k}$

Or, n et m sont des fonctions de x , y :

$$x = \cos \theta n - \sin \theta m$$

$$y = \sin \theta n + \cos \theta m \quad \text{avec} \quad \cos \theta = \frac{u_x}{u} \quad \sin \theta = \frac{u_y}{u}$$

Il est alors possible d'exprimer les dérivées partielles de T par rapport à n et m en fonction de θ , x et y . On peut obtenir :

$$(7) \Leftrightarrow \rho c u \cos \theta \frac{\partial T}{\partial x} + \rho c u \sin \theta \frac{\partial T}{\partial y} =$$

$$k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + d_{nn} \cos^2 \theta \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + d_{nn} \sin^2 \theta \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}$$

$$+ 2 d_{nn} \cos \theta \sin \theta \frac{\partial^2 T}{\partial x \partial y} + q$$

On obtient ainsi la matrice du tenseur de décentrage lorsque la direction de la vitesse est quelconque dans la maille.

$$\begin{pmatrix} d_{nn} \cos^2 \theta & d_{nn} \cos \theta \sin \theta \\ d_{nn} \cos \theta \sin \theta & d_{nn} \sin^2 \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\rho c u_x^2 \Delta x}{k u} & \frac{\rho c u_x u_y \Delta x}{k u} \\ \frac{\rho c u_x u_y \Delta x}{k u} & \frac{\rho c u_y^2 \Delta x}{k u} \end{pmatrix}$$

Remarques :

. Δx représente un ordre de grandeur de la taille de la maille considérée, celui-ci est calculé sur chaque domaine d'intégration.

. Si \vec{u} a une composante négative dans le repère x , y , il faut reconsidérer la numérotation suivant n ou m et l'on constate que tous les termes du tenseur restent positifs ; on peut alors l'assimiler à une conductivité thermique équivalente.

. Si l'on souhaite calculer ce terme de décentrage dans un repère X , Y qui n'est pas celui de la maille et qui est défini par les relations suivantes :

$$X = \cos \alpha x - \sin \alpha y$$

$$Y = \sin \alpha x + \cos \alpha y$$

Le repère (x, y) se déduisant du repère X, Y par une rotation d'angle α , le terme de décentrage s'écrira en suivant le raisonnement précédent (on calculera les dérivées sachant que x et y sont fonctions de X, Y et α).

$$\frac{\rho c u_x^2 \Delta x}{k u}$$

$$\frac{\rho c u_x u_y}{k u} \Delta x$$

$$\frac{\rho c u_x u_y}{k u} \Delta x$$

$$\frac{q c u_y^2 \Delta x}{k u}$$

u_x et u_y représentant les coordonnées de \vec{u} dans le repère X, Y.

annexe 2 : Géométries des inducteurs utilisés et des creusets modélisés

inducteur numero 1

| | | |
|-------------------------|--|---|
| 7, | Nombre de spires de 1 inducteur a section circulaire | |
| 0.2000E-07, | Resistivite des spires | |
| 0.5000E-02, | Rayon des spires | |
| 0.4500E-01, 0.5000E-02, | Rayon et cote du centre de la spire | 1 |
| 0.4900E-01, 0.2000E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 2 |
| 0.5300E-01, 0.3500E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 3 |
| 0.5800E-01, 0.4800E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 4 |
| 0.6100E-01, 0.6000E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 5 |
| 0.6400E-01, 0.7500E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 6 |
| 0.6800E-01, 0.9200E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 7 |

inducteur numero 2

| | | |
|-------------------------|--|---|
| 7, | Nombre de spires de 1 inducteur a section circulaire | |
| 0.2000E-07, | Resistivite des spires | |
| 0.4000E-02, | Rayon des spires | |
| 0.3200E-01, 0.1400E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 1 |
| 0.3900E-01, 0.2200E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 2 |
| 0.4800E-01, 0.3000E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 3 |
| 0.5400E-01, 0.3900E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 4 |
| 0.5700E-01, 0.4800E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 5 |
| 0.5900E-01, 0.5700E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 6 |
| 0.6100E-01, 0.6700E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 7 |

inducteur numero 3

| | | |
|-------------------------|--|---|
| 7, | Nombre de spires de 1 inducteur a section circulaire | |
| 0.2000E-07, | Resistivite des spires | |
| 0.5000E-02, | Rayon des spires | |
| 0.3000E-01, -0.070E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 1 |
| 0.3000E-01, 0.0400E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 2 |
| 0.3600E-01, 0.1600E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 3 |
| 0.4600E-01, 0.2700E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 4 |
| 0.5550E-01, 0.3900E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 5 |
| 0.5900E-01, 0.5100E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 6 |
| 0.6100E-01, 0.6200E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 7 |

inducteur numero 4

| | | |
|-------------------------|--|---|
| 6, | Nombre de spires de 1 inducteur a section circulaire | |
| 0.2000E-07, | Resistivite des spires | |
| 0.5000E-02, | Rayon des spires | |
| 0.3000E-01, 0.0400E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 1 |
| 0.3600E-01, 0.1600E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 2 |
| 0.4600E-01, 0.2700E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 3 |
| 0.5550E-01, 0.3900E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 4 |
| 0.5900E-01, 0.5100E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 5 |
| 0.6100E-01, 0.6200E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 6 |

inducteur numero 5

| | | |
|-------------------------|--|----|
| 10, | Nombre de spires de 1 inducteur a section circulaire | |
| 0.2000E-07, | Resistivite des spires | |
| 0.4000E-02, | Rayon des spires | |
| 0.3000E-01, -0.060E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 1 |
| 0.3000E-01, 0.0400E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 2 |
| 0.3200E-01, 0.1400E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 3 |
| 0.3900E-01, 0.2200E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 4 |
| 0.4800E-01, 0.3000E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 5 |
| 0.5400E-01, 0.3900E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 6 |
| 0.5700E-01, 0.4800E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 7 |
| 0.5900E-01, 0.5700E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 8 |
| 0.6100E-01, 0.6700E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 9 |
| 0.6300E-01, 0.7600E-01, | Rayon et cote du centre de la spire | 10 |

inducteur numero 6

9, Nombre de spires de l inducteur a section circulaire
0.2000E-07, Resistivite des spires
0.4000E-02, Rayon des spires
0.3000E-01, 0.0400E-01, Rayon et cote du centre de la spire 1
0.3200E-01, 0.1400E-01, Rayon et cote du centre de la spire 2
0.3900E-01, 0.2200E-01, Rayon et cote du centre de la spire 3
0.4800E-01, 0.3000E-01, Rayon et cote du centre de la spire 4
0.5400E-01, 0.3900E-01, Rayon et cote du centre de la spire 5
0.5700E-01, 0.4800E-01, Rayon et cote du centre de la spire 6
0.5900E-01, 0.5700E-01, Rayon et cote du centre de la spire 7
0.6100E-01, 0.6700E-01, Rayon et cote du centre de la spire 8
0.6300E-01, 0.7600E-01, Rayon et cote du centre de la spire 9

creuset forme 1

6, Nombre de zones du creuset
0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.1500E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.4190E+00, 0.1500E-02, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.2330E+00, 0.3380E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.2333E+00, 0.3000E-02, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.6944E-01, 0.4200E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.6944E-01, 0.1000E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.6300E-01, 0.1500E-02, Rayons des points les plus bas des nappes externe et interne
0.0000E+00, Cote du point le plus bas du creuset
0.2000E-02, Epaisseur de cuivre du creuset
12, Nombre de fentes du creuset
0.1000E+01, Angle des fentes du creuset
0.2000E-07, Resistivite du creuset

creuset forme 2

7, Nombre de zones du creuset
0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.1500E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.4735E+00, 0.1000E-02, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.3789E+00, 0.0500E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.2952E+00, 0.0750E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.1944E+00, 0.1000E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.1187E+00, 0.1950E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.4730E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.6300E-01, 0.1500E-02, Rayons des points les plus bas des nappes externe et interne
0.0000E+00, Cote du point le plus bas du creuset
0.2000E-02, Epaisseur de cuivre du creuset
12, Nombre de fentes du creuset
0.1000E+01, Angle des fentes du creuset
0.2000E-07, Resistivite du creuset

creuset forme 3

5, Nombre de zones du creuset
0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.1500E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.4584E+00, 0.5000E-02, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.3056E+00, 0.0700E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.0334E+00, 0.1900E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.5930E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
0.6300E-01, 0.1500E-02, Rayons des points les plus bas des nappes externe et interne
0.0000E+00, Cote du point le plus bas du creuset
0.2000E-02, Epaisseur de cuivre du creuset
12, Nombre de fentes du creuset
0.1000E+01, Angle des fentes du creuset
0.2000E-07, Resistivite du creuset

creuset forme 4

5, Nombre de zones du creuset
0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.1500E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone

0.0000E+00, 0.3711E+00, 1.2000E-02, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.2288E+00, 0.1600E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.1652E+00, 0.1400E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.4830E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.6300E-01, 0.1500E-02, Rayons des points les plus bas des nappes externe et interne
 0.0000E+00, Cote du point le plus bas du creuset
 0.2000E-02, Epaisseur de cuivre du creuset
 12, Nombre de fentes du creuset
 0.1000E+01, Angle des fentes du creuset
 0.2000E-07, Resistivite du creuset

creuset forme 5

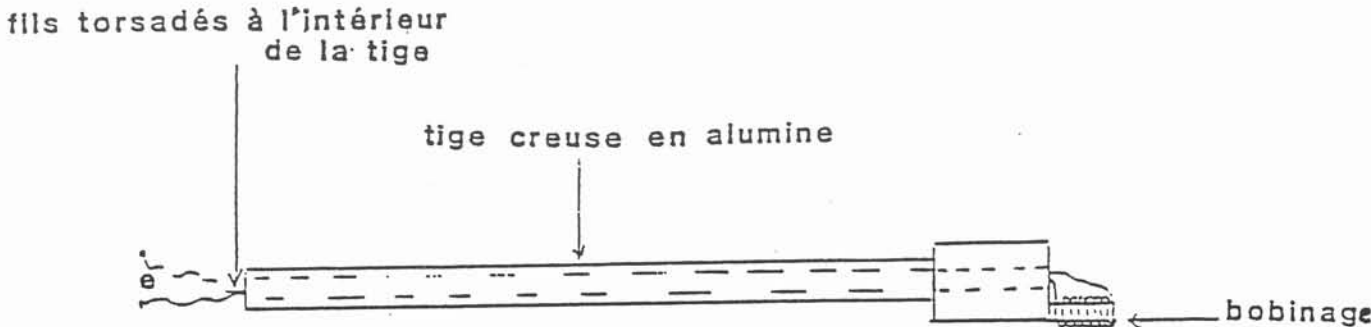
5, Nombre de zones du creuset
 0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.1500E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.4438E+00, 0.5000E-02, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.3128E+00, 0.1000E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.1313E+00, 0.1600E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.0000E+00, 0.0000E+00, 0.5930E-01, Angles/verticale nappe 1 et 2 et hauteur de la zone
 0.6300E-01, 0.1500E-02, Rayons des points les plus bas des nappes externe et interne
 0.0000E+00, Cote du point le plus bas du creuset
 0.2000E-02, Epaisseur de cuivre du creuset
 12, Nombre de fentes du creuset
 0.1000E+01, Angle des fentes du creuset
 0.2000E-07, Resistivite du creuset

Annexe 3 : mesures de champ

Méthode de mesures du champ magnétique :

L'objectif est d'obtenir une carte de champ magnétique à l'intérieur d'un creuset. Il s'agit donc de mesurer la composante axiale et radiale de l'induction. Pour cela nous disposons de sondes de champ, constituées de bobinages de fils de cuivre (diamètre < 1mm), représentées sur la figure 1 ci-dessous :

Figure 1 : Sonde permettant la mesure du champ axial



Les sondes seront reliées à un système de déplacement (figure 2) permettant de les positionner par rapport au creuset.

Lorsque de telles sondes sont placées dans un champ magnétique, une différence de potentiel est créé par la variation du flux magnétique ϕ à travers la section du bobinage, on a :

$$e = - \frac{d\phi}{dt}$$

Or compte tenu de la taille des sondes, on peut supposer que l'induction magnétique B est constant à l'intérieur du bobinage, et :

$$\phi = m \cdot \vec{B} \cdot \vec{n} \cdot S \quad \text{où} \quad \begin{array}{l} m \text{ est le nombre de spires du bobinage} \\ \vec{n} \text{ la normale à la section de la sonde} \\ S \text{ section de la sonde} \end{array}$$

On en déduit le module de e

$$|e| = m \omega B_n S \quad B_n \text{ étant la composante de } \vec{B} \text{ parallèle } \vec{n}$$

d'où la valeur efficace du champ magnétique

$$B_n = \frac{|e|}{\sqrt{2} m \omega S}$$

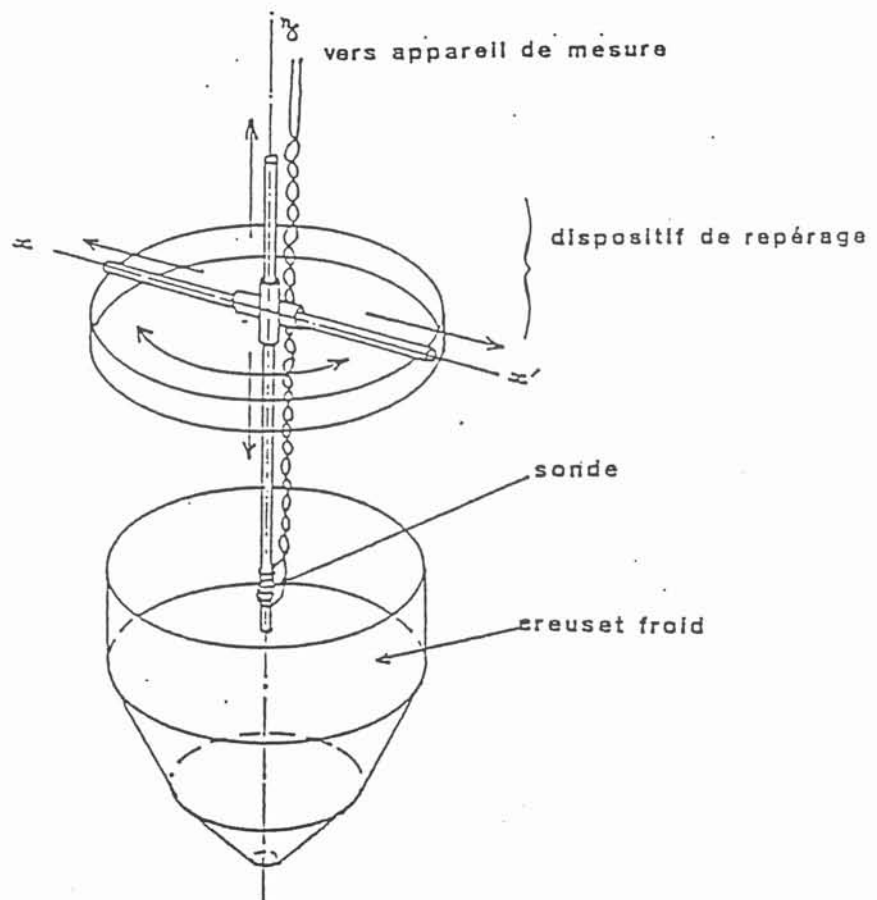
La précision des mesures peut être affectée par :

- la taille de la sonde : en effet la valeur du champ mesuré correspond à une intégration de l'induction magnétique réelle sur le volume occupé par la sonde. Dans les zones de forts gradients de champ il faut en tenir compte.

- le système de déplacement : celui-ci peut induire une différence entre la normale à la sonde et la composante du champ mesuré, cela est dû au jeu fonctionnel qui existe entre les différentes pièces mécaniques. Ainsi on peut introduire des erreurs au niveau de la localisation de la sonde et du champ mesuré.

- la construction de la sonde : deux points peuvent gêner les mesures, tout d'abord l'hélicité des spires qui entraîneront une modification de la normale à la sonde, et les fils à la sortie de la sonde qui peuvent capter des flux parasites (les torsades réduisent ce problème).

La précision des mesures peut être estimée à 10%.



annexe 4 : Calcul de la force de pression magnétique à la surface d'un cylindre

Calcul de la force de pression magnétique à la surface d'un cylindre dont la géométrie est donnée par la figure IV.3 .
L'application de la théorie du transformateur nous permet d'obtenir les grandeurs électriques suivantes : (24), (25) :

$$J(r) = - \frac{n}{K_1 h r_0} Z_0 I_1 \frac{J_1(Z)}{-\frac{2}{Z_0} J_1(Z_0) + \frac{1}{K_0} J_2(Z_0)}$$

$$B(r) = - \frac{n \mu_0}{K_1 h} I_1 \frac{J_0(Z)}{-\frac{2}{Z_0} J_1(Z_0) + \frac{1}{K_0} J_2(Z_0)}$$

$$R = R_1 + N n_s^2 R_s + \frac{\mu_0 \omega \pi r_0^2}{h} \left(\frac{n}{K_1} \right)^2 B$$

$$\text{avec } F = \frac{1 - \frac{2}{Z_0} \frac{J_1(Z_0)}{J_0(Z_0)}}{\frac{1}{K_0} - \frac{2}{Z_0} \frac{J_1(Z_0)}{J_2(Z_0)} \left(\frac{1}{K_0} - 1 \right)} = A + iB$$

$$R_1 = R_{C1} (1 + a\sqrt{f})$$

$$R_s = R_{S1} (1 + a\sqrt{f}) \quad n_s = n \frac{K_s}{K_1}$$

avec K_0 coefficient de Nagaoka de la couronne de rayon r_0 $K_0 = 1 + 0,88 \frac{r_0}{h}$

K_1 coefficient de Nagaoka de l'inducteur de rayon r_1 $K_1 = 1 + 0,88 \frac{r_1}{h}$

K_s coefficient de Nagaoka d'un secteur. On appellera D_s le diamètre équivalent à un cercle de surface identique à la section rectangulaire du secteur $K_s = 1 + 0,44 \frac{D_s}{h}$

$j(r)$ densité de courant

$B(r)$ champ magnétique

h hauteur de l'inducteur

R résistance du circuit oscillant

R_1 R_s résistances de l'inducteur et d'un secteur

R_{C1} R_{S1} résistances en continu de l'inducteur et d'un secteur

a paramètre expérimental égal à 0,1

F fréquence

n nombre de spires de l'inducteur

h hauteur de l'inducteur

r_0 rayon de la charge

I_1 intensité dans l'inducteur

μ_0 perméabilité du vide

ω pulsation = $2\pi f$

N nombre de secteurs

J_0, J_1 , et J_2 fonctions de Bessel d'ordre 0, 1 et 2

Z défini par $Z = i^{3/2} kr$ et $Z_0 = i^{3/2} kr_0$ avec $i^2 = -1$

$k^2 = \mu_0 \omega \sigma$ σ conductivité de la charge

On aura $F = \iiint_V 1/2 \operatorname{Re} (j \wedge B) dv$ v volume du cylindre

or $dv = r dr dz d\theta$

$$\text{d'où } F = 2\pi h \int_0^{r_0} 1/2 \operatorname{Re} (j \wedge B) r dr$$

$$= \frac{2\pi n^2 \mu_0}{K_1^2 h r_0} |I_1|^2 \frac{1}{\left| -\frac{2}{Z_0} J_1(Z_0) + \frac{1}{K_0} J_2(Z_0) \right|^2} \int_0^{r_0} \operatorname{Re} (Z_0^* J_1^*(Z) J_0(Z)) r dr$$

or $P = R |I_1|^2$ P étant la puissance active du générateur

$$P = \left[R_1 + N n_s^2 R_s + \frac{\mu_0 \omega \pi r_0^2}{h} \left(\frac{n}{K_1} \right)^2 B \right] |I_1|^2$$

Soit :

$$F = \frac{2\pi n^2 \mu_0}{K_1^2 h r_0} \frac{P}{R_1 + N n_s^2 R_s + \frac{\mu_0 \omega \pi r_0^2}{h} \left(\frac{n}{K_1} \right)^2 B} \frac{1}{\left| -\frac{2}{Z_0} J_1(Z_0) + \frac{1}{K_0} J_2(Z_0) \right|^2} \int_0^{r_0} \operatorname{Re} (Z_0^* J_1^*(z) J_0(x)) n dr$$

L'intégrale sera calculée numériquement par une méthode de Gauss.

BIBLIOGRAPHIE

- (1) Annie GAGNOUD : "Modélisation des installations de fusion en creuset froid droit pour l'élaboration en continu ou la lévitation" Thèse de doctorat INPG, 1986.
- (2) F. LAURENT : Communication interne MADYLAM.
- (3) M. BURTY : "Contribution à l'élaboration d'une théorie unifiée de brassage pneumatique des métaux liquides en poche" Thèse de doctorat INPG, 1989.
- (4) A. GAGNOUD. I. LECLERCQ : "Free boundary problems in electromagnetic levitation melting and continuous casting" IEEE Trans on Magnetism. Janvier 1988.
- (5) Y. FAUTRELLE : "Deux aspects de la magnétohydrodynamique, la dynamo convective, le brassage dans les fours à induction". Thèse d'état. Grenoble 1982.
- (6) B. MAESTRALI : "Modélisation numérique d'une installation d'élaboration de matériaux en creuset froid". DEA ENSHMG 1987.
- (7) NOBORU KIKUCHI : "Finite Element Methods in Mechanics". Cambridge.
- (8) G.RYSKIN , L.G LEAL : "Orthogonal mapping". Journal of Computational Physics 50,71-100,1983
- (9) J.M. GALPIN : "Modélisation des écoulements interdendritiques" DEA ENSHMG 1985
- (10) C. FELTER : "Etude thermique du tirage en creuset froid". DEA Génie des procédés. ENSEEG. Septembre 1989.
- (11) R. ALBERNY, A. LECLERCQ, D. AMAURY, M. LAHOUSSE : "La lingotière de coulée continue de brasses et son bilan thermique". Revue de Métallurgie. Juillet Août 1976.
- (12) T. Takahashi, K. ICHIKAWA, M. KUDOU : "Effet of fluid flow on macrosegregation in Steel Ingots". Proc Conf Sheffield 1977.
- (13) N'GUYEN THAN LINH : "Solidification en brassage rotatif d'un alliage Al-Cu". Thèse de doctorat INPG 1989.
- (14) I. LECLERCQ : "Conception d'une installation pilote de fusion en creuset froid". Thèse de docteur INPG 1989.
- (15) J.D. HUNT : "Steady States columnar equiaxed Growth of dendrites and Eutectic". Materials Science and Engineering 65 (1984) 75-83.
- (16) E. TABERLET : "Le brassage turbulent dans les fours à induction". Thèse de docteur Ingénieur 1984.
- (17) Binary Alloy Phase Diagrams

- (18) Smithells Metals Reference book. Sixth Edition.
- (19) T.TOHO : Communication interne MADYLAM
- (20) D. CHATAIN, L. COUDURIER et N. EUSTATHOPOULOS : "Wetting and interfacial bonding in ionocovalent oxide liquid metal systems". Revue Phys Appl 23 (1988) p. 1055-1064.
- (21) N. EL KADDAH et J. SZEKELY : "The electromagnetic force field, fluid flow field, and temperature profiles in levitated Metal Droplets". Metallurgical transactions B Volume 14B September 1983.
- (22) A.D. SNEYD et H.K. MOFFAT : "Fluid dynamical aspects of the levitation melting process". J Fluid Mech (1982) vol. 117 pp.45-70.
- (23) F. GARNIER : "Formage électromagnétique et coulée directe des métaux". Thèse de doctorat INPG 1989
- (24) D. DELAGE : "Aspects électriques et thermiques de la fusion par induction en creuset froid". Thèse de docteur ingénieur INPG 1982.
- (25) D. DELAGE et R. ERNST : "Modélisation électrique d'un système de fusion par induction en creuset froid". RGE Avril 1985 pp. 226 à 272.
- (26) P.DESNAIN : "Influence de la convection sur la taille de grains de solidification d'alliages industriels d'aluminium".Thèse de doctorat INPG, 1986.
- (27) LESOULT : "Communication privée" INPL

